



THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par : L'Université Toulouse III – Paul Sabatier
Discipline : *Génie Mécanique*

Présentée et soutenue par *Pierre RAHME*
Le 10 Décembre 2008

Contribution à l'Etude de l'Effet des Procédés de Perçage-Alésage sur l'Apparition du Délaminage dans les Structures Composites Epaissees

JURY

<i>M. Alain GERARD</i>	<i>Professeur à l'Université de Bordeaux 1</i>	<i>Rapporteur</i>
<i>M. Fabrice PIERRON</i>	<i>Professeur, ENSAM, Châlons-en-Champagne</i>	<i>Rapporteur</i>
<i>M. Jacques MASOUNAVE</i>	<i>Professeur à l'Université de Québec</i>	<i>Président</i>
<i>M. Benoît MARGUET</i>	<i>Docteur Ingénieur, Airbus France</i>	<i>Examineur</i>
<i>M. Frédéric LACHAUD</i>	<i>Maître de Conférence ENSICA</i>	<i>Co-directeur</i>
<i>M. Pierre LAGARRIGUE</i>	<i>Professeur au CUFR Champollion</i>	<i>Directeur</i>
<i>M. Robert PIQUET</i>	<i>Maître de Conférence UPS</i>	<i>Co-directeur</i>
<i>M. Yann LANDON</i>	<i>Maître de Conférence UPS</i>	<i>Co-directeur</i>
<i>M. Jacques BOURIQUET</i>	<i>Docteur Ingénieur, Airbus France</i>	<i>Invité</i>

Ecole doctorale	: <i>Mécanique, Energétique, Génie Civil et Procédés</i>
Unité de recherche	: <i>Laboratoire de Génie Mécanique de Toulouse</i>
Directeur(s) de Thèse	: <i>Pierre LAGARRIGUE</i>

Pour trouver Aujourd'hui ...

... les solutions de Demain

Remerciements

Ce travail de thèse a été effectué grâce à une collaboration entre le Laboratoire de Génie Mécanique de Toulouse (LGMT) et Airbus France.

J'exprime ma profonde gratitude à Monsieur Fabrice Pierron, Professeur à l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers (ENSAM), Châlons-en-champagne et à Monsieur Alain Gérard, Professeur à l'Université de Bordeaux 1, d'avoir accepté d'être des rapporteurs de la thèse. Je remercie également Monsieur Jacques Masounave, Professeur à l'Université de Québec d'avoir accepté d'être le président du jury.

Je tiens à exprimer ma gratitude à mon directeur de thèse M. Pierre Lagarrigue, Professeur au CUFR Champollion pour son soutien et son aide tout au long de cette thèse.

Je tiens à remercier M. Yann Landon, Maître de conférence à l'université Paul Sabatier, pour toutes les compétences qu'il m'a aidées à acquérir et pour la patience dont il a fait preuve pendant ces trois années.

Je tiens à remercier aussi M. Frédéric Lachaud, Maître de conférence à l'Institut Supérieure de l'Aéronautique et de l'Espace (ISAE) pour son encadrement, son aide et ses conseils, notamment sur tous les aspects modélisation.

Je remercie également M. Robert Piquet, Maître de conférence à l'université Paul Sabatier pour l'aide précieuse dans la partie expérimentale ainsi que pour la motivation qu'il m'a donnée au cours de la thèse.

Je tiens à exprimer ma gratitude aux personnes d'AIRBUS France qui ont travaillé sur ce sujet, M. Cédric Le Roy pour sa motivation, son dynamisme et son aide, M. Benoît Marguet pour ses remarques toujours pertinentes et ses conseils précieux et M. Jacques Bourriquet pour son soutien constant.

Je n'oublie évidemment pas les enseignants et les chercheurs du Laboratoire de Génie Mécanique ; Johanna, Xavier, Steph, Fred, Michel S., Jean-François, Michel M., Jean-Max, Guillaume, Patrick, Christian, Christophe, Nicolas, Bruno, Pablo, Rami...J'ai une pensée toute particulière pour André.

Enfin, je tiens à remercier toute ma famille pour son soutien constant et tout particulièrement mon père et ma mère, Hélène et Elie, Joseph et Marie, qui ont su faire preuve de beaucoup de patience durant ces dernières années loin de moi.

Pierre RAHME Le 25 Octobre 2008

Ma thèse en quelques chiffres

Ce travail est le résultat d'une collaboration entre deux équipes de recherche et un industriel. Les nombreux essais effectués sur les trois sites ont imposé un emploi de temps très dense et très contraint.

Voici quelques chiffres :

- **3** ans de travail,
- **4** articles publiés ([1], [2], [3], [4]),
- **0,3 m²** d'éprouvettes composites fabriquées,
- **0,35 m²** d'éprouvettes composites fournies par Airbus,
- **2** centres d'usinages, **une** machine de traction Instron et **4** platines de mesure d'effort utilisés,
- **2** caméras à prise de vue rapide et **une** caméra à thermographie infrarouge pour l'observation en temps réel,
- **6** différentes géométries d'outils étudiées,
- Plus de **8** m linéaire de ce composite usinés ou percés,
- Plus de **20** outils en carbures ou en PCD utilisés,
- Plus de **50** mesures d'effort critique de délaminage ont été relevées,
- Enfin, plus de **50** Go de données sauvegardés,
- Plus de **100** minutes d'usinage,
- Plus de **300** relevés d'effort axial de perçage effectués,
- Plus de **400** trous réalisés avec différentes vitesses d'avance et de coupe !

Sommaire

Introduction.....	21
Objectifs de l'industriel	21
Plan de la thèse	22
Mots Clés :	24
 Chapitre I.....	25
Positionnement du problème	25
 A. Introduction	27
 B. Etat de l'art.....	28
1. Introduction	28
2. Défauts en perçage	29
2.1. Défauts à l'entrée	29
2.2. Défauts sur la paroi du trou	30
2.3. Défauts à la sortie	31
3. Etude de l'effort critique de délaminage en sortie	31
3.1. Effet de la géométrie de l'outil sur l'effort critique	31
3.1.1. Foret hélicoïdal	32
3.1.2. Outil scie (saw drill).....	34
3.1.3. Trépan à concrétion diamantée (core drill).....	35
3.1.4. Trépan à concrétion diamantée avec foret central (core centre drill).....	37
3.1.5. Trépan avec outil scie interne (core saw drill)	38
3.1.6. Foret spiropointe (candle stick drill)	40
3.2. Effet de l'anisotropie sur l'effort critique :	42
3.2.1. Hypothèse de charge concentrée.....	42
3.2.2. Hypothèse de charge répartie	44
3.2.3. Comparaison d'effort critique d'un matériau isotrope et orthotrope	44
3.3. Effet du support (Backup plate) sur l'effort critique :	44
3.3.1. Outil scie (Saw drill)	45
3.3.2. Trépan à concrétion diamantée (Core drill)	46
3.4. Effet de l'excentration de l'âme d'un foret sur l'effort critique :	48
3.4.1. Foret hélicoïdal	48
3.4.2. Foret spiropointe	49
3.5. Effet de l'Avant-trou sur l'effort critique	51
3.5.1. Introduction :	51
3.5.2. Modèle de délaminage	51
3.5.3. Foret étagé	55
3.6. Comparaison des efforts critiques de différents outils.....	57
4. Modélisation de l'effort axial en perçage.....	57
4.1. Introduction :	57
4.2. Modèle "proportionnel"	58
4.3. Modèle de SCHLESINGER	58

4.4.	<i>Modèle A.S.M.E</i>	59
4.5.	<i>Modèle d'effort décomposé</i>	59
5.	Conclusion de la partie bibliographique.....	62
C.	Observations expérimentales	63
1.	Introduction	63
2.	Observation microscopique.....	63
3.	Observations pendant le perçage.....	65
3.1.	<i>Observation de l'apparition de l'endommagement en entrée et en sortie de trou</i> 67	
3.2.	<i>Observation de l'endommagement sur la paroi du trou</i>	68
4.	Résultats et discussion.....	68
4.1.	<i>Défauts en entrée du trou</i>	69
4.2.	<i>Défauts sur la paroi du trou</i>	70
4.3.	<i>Défauts en sortie du trou</i>	72
D.	Conclusion	75
Chapitre II		77
Modélisation du délaminage		77
A.	Modélisation analytique	79
1.	Introduction	79
2.	Approche analytique	79
2.1.	<i>Modélisation de l'effet de l'âme</i>	82
2.1.1.	<i>Plaque simplement appuyée</i>	83
2.1.2.	<i>Plaque encastree</i>	86
2.2.	<i>Modélisation de l'effet des arêtes de coupe</i>	89
2.2.1.	<i>Effet combiné (âme et arêtes de coupe)</i>	89
2.2.2.	<i>Effet des arêtes de coupe (modélisation de l'alésage)</i>	91
2.3.	<i>Comparaison des différentes hypothèses de chargement</i>	93
2.3.1.	<i>Plaques encastrees sans avant-trou</i>	93
2.3.2.	<i>Plaques simplement appuyées</i>	94
2.3.3.	<i>Plaques encastrees avec avant-trou (alésage)</i>	95
3.	Conclusion.....	95
B.	Modélisation numérique	97
1.	Introduction	97
2.	Cas d'un perçage sans avant trou	97
2.1.	<i>Modèle conique pour un foret hélicoïdal avec deux fissures virtuelles</i>	97
2.2.	<i>Modèle à fond plat avec une seule fissure virtuelle</i>	99
2.2.1.	<i>Maillage et conditions aux limites</i>	100
2.2.2.	<i>Etude de la déformation de la plaque</i>	101
2.2.3.	<i>Détermination du taux de restitution</i>	102
2.2.4.	<i>Calcul de l'effort critique de délaminage</i>	103
3.	Perçage avec avant trou (ou Alésage)	104

3.1.	<i>Maillage et conditions aux limites</i>	104
3.2.	<i>Résultats</i>	105
4.	Principe pour le calcul du taux de restitution d'énergie (Samcef®)	106
5.	Comparaison avec les modèles analytiques	108
C.	Etude expérimentale	110
1.	Introduction	110
2.	Dispositifs et procédures	110
3.	Essais de répétabilité	114
3.1.	<i>Action d'un foret hélicoïdal sur un fond de trou plat</i>	115
3.2.	<i>Utilisation d'un poinçon de diamètre 3,9 mm sur un fond de trou tronconique</i> 115	
3.3.	<i>Poinçon de diamètre 2,2 mm sur un fond de trou tronconique</i>	115
4.	Résultats des essais de poinçonnage sans avant-trou	116
4.1.	<i>Poinçonnage avec un foret hélicoïdal</i>	116
4.1.1.	<i>Essais sur un trou à fond plat</i>	116
4.1.2.	<i>Essais sur un fond de trou tronconique</i>	117
4.2.	<i>Poinçonnage à l'aide d'un outil $\frac{3}{4}$ étagé PCD</i>	118
4.3.	<i>Poinçon de diamètre 3,9 mm</i>	119
4.3.1.	<i>Fond conique du foret hélicoïdal</i>	119
4.3.2.	<i>Fond de l'outil $\frac{3}{4}$</i>	120
4.4.	<i>Poinçon de diamètre 2,7 mm</i>	120
5.	Résultats des essais de poinçonnage avec avant-trou.....	121
5.1.	<i>Poinçonnage à l'aide d'un foret hélicoïdal</i>	121
5.2.	<i>Poinçonnage à l'aide d'un outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 15,8 mm</i>	122
D.	Comparaison et validation des modèles	123
1.	Introduction	123
2.	Perçage sans avant-trou	123
2.1.	<i>Cas du foret hélicoïdal sans amincissement d'âme</i>	123
2.2.	<i>Fond de l'outil $\frac{3}{4}$</i>	124
3.	Perçage avec avant-trou	124
E.	Conclusion	126
Chapitre III		127
Modélisation de l'effort axial de pénétration		127
A.	Etude expérimentale	129
1.	Introduction	129
2.	Dispositif et procédures expérimentaux	129
2.1.	<i>Dispositif</i>	129
2.1.1.	<i>Outils utilisés</i>	129
2.1.2.	<i>Matériau usiné</i>	132
2.1.3.	<i>Machine à commande numérique</i>	133
2.1.4.	<i>Capteur de mesure d'effort</i>	133

2.2.	<i>Procédures expérimentales</i>	134
3.	Résultats expérimentaux	136
3.1.	<i>Foret hélicoïdal en acier rapide (HSS) DIN338.HS</i>	136
3.2.	<i>Forets hélicoïdaux en carbure de tungstène micrograin (K20)</i>	138
3.2.1.	<i>Avec amincissement tronconique de l'âme DIN6539</i>	138
3.2.2.	<i>Avec amincissement d'âme spécial et revêtu (R022 Carb TiN)</i>	139
3.2.3.	<i>Avec amincissement d'âme et affûtage 3 pentes DIN1412C</i>	139
3.2.4.	<i>Sans amincissement d'âme Type N</i>	140
3.3.	<i>Outil $\frac{3}{4}$ étagé en carbure de tungstène micrograin avec une arête principale diamantée</i>	143
3.4.	<i>Foret en carbure monobloc à arêtes de coupe rapportées en PCD</i>	145
4.	Comparaison de différents cas	146
4.1.	<i>Outils de géométries différentes</i>	146
4.2.	<i>Forets d'affûtages différents</i>	147
4.3.	<i>Comparaison entre deux forets neuf et usé</i>	148
5.	Conclusion	149
B.	Etude théorique	150
1.	Introduction	150
2.	Modélisation de l'effort axial	150
2.1.	<i>Foret hélicoïdal sans amincissement d'âme</i>	151
2.2.	<i>Outil $\frac{3}{4}$ PCD et étagé</i>	152
C.	Conclusion	155
Chapitre IV	157
Applications	157
A.	Application des résultats	159
1.	Introduction	159
2.	Organigramme du modèle global	159
3.	Cas du foret hélicoïdal sans amincissement d'âme	161
3.1.	<i>Efforts critiques</i>	161
3.2.	<i>Efforts axiaux de perçage</i>	162
4.	Cas de l'outil $\frac{3}{4}$ PCD étagé	163
4.1.	<i>Efforts critiques</i>	163
4.2.	<i>Efforts axiaux de perçage</i>	164
5.	Conclusion	165
B.	Conclusion	167
Conclusions et perspectives	169

Liste des références	171
----------------------------	-----

Annexes.....	175
--------------	-----

Annexe 1 : Caractérisation physico chimique et mécanique du matériau T800/M21 Carbone/époxy	177
--	------------

1. Introduction	177
1.1. Caractérisation physico chimiques sur le pré imprégné identifié.....	177
1.2. Fabrication des stratifiés destinés à fournir les éprouvettes d'essais destructifs	177
1.3. Caractérisation physico-chimique sur éprouvettes d'essais issues du stratifié	177
1.4. Caractérisations mécaniques destructives sur éprouvettes d'essais issues du stratifié	178
2. Expérimentation	178
2.1. Référence du matériau testé	178
2.2. Caractérisations physico-chimiques sur le pré imprégné.....	178
2.2.1. Masse surfacique	178
2.2.2. Taux massique de résine (M_M)	179
2.2.3. Teneur conventionnelle en matières volatiles	179
2.2.4. Taux d'écoulement conventionnel de la résine (flot)	180
2.3. Caractérisation mécanique	180
2.3.1. Préparation de la caractérisation	180
2.3.2. Caractérisation de la contrainte en cisaillement inter laminaire sens long	183
2.3.3. Caractérisation en traction colinéaire au sens long des fibres	184
2.3.4. Caractérisation en traction perpendiculairement au sens long des fibres (sens travers)	185
2.3.5. Caractérisation du module de cisaillement en traction à $+45^\circ$	187
2.3.6. Caractérisation du module en flexion sens long	188
2.3.7. Taux de restitution en mode I (G_{IC}).....	189

Annexe 2 : Modélisation analytique du délaminage	193
---	------------

1) Calcul détaillé de l'effort critique pour un chargement uniformément repart ^o	193
2) Expression de l'effort critique du perçage avec avant trou d'un chargement uniformément repart ^o	195
3) Expression de l'effort critique du perçage avec avant trou d'un chargement circulaire de rayon b	197
4) Expression de l'effort critique d'une plaque simplement appuyée avec un avant-trou et soumise à un chargement uniformément repart ^o	197

Annexe 3 : Séquence d'empilement des plaques utilisées	199
---	------------

1) Plaques sans pli de verre d'épaisseur 19 mm (76 plis) ^o	199
2) Plaques sans pli de verre d'épaisseur 28.8 mm (116 plis) ^o	199

Table des Figures

Chapitre I – Positionnement du problème

Figure I. 1 : Foret hélicoïdal ([8], [9], [10])	28
Figure I. 2 : Défaut à l'entrée [8].	29
Figure I. 3 : Efforts appliqués sur le premier pli [13]	30
Figure I. 4 : Défauts de circularité en perçage d'un matériau composite unidirectionnel [0°-100%] [8].....	31
Figure I. 5 : Modèle circulaire pour l'analyse du délaminage (foret hélicoïdal).[5].....	32
Figure I. 6 : Délaminage à l'entrée de la plaque (Peel-up). [14]	33
Figure I. 7 : Modèle de délaminage, outil scie [5].	34
Figure I. 8 : Rapport des forces critiques de l'outil scie et du foret hélicoïdal	35
Figure I. 9 : Modèle de délaminage utilisant les trépan à concrétion diamantée [5].....	36
Figure I. 10 : Rapport des forces critiques du trépan et du foret hélicoïdal en fonction de s et de β	37
Figure I. 11 : Modèle de délaminage du trépan avec foret central [18]	38
Figure I. 12 : Rapport des efforts critiques du Trépan à concrétion diamantée avec foret central et du foret hélicoïdal.....	38
Figure I. 13 : Modèle de délaminage, trépan avec outil scie interne [26].....	39
Figure I. 14 : Rapport des forces critiques du trépan avec outil scie interne et du foret hélicoïdal en fonction des différents paramètres.....	40
Figure I. 15 : Modèle de délaminage, foret spiropointe [27]	41
Figure I. 16 : Rapport des forces critiques du foret spiropointe.....	42
Figure I. 17 : Forme elliptique de la zone de délaminage du matériau composite anisotrope [28]	43
Figure I. 18 : Comparaison des efforts critiques du perçage d'un matériau isotrope et d'un matériau orthotrope	44
Figure I. 19 : Modèle de délaminage, outil scie avec support [24]	45
Figure I. 20 : a) Efforts critiques théoriques avec et sans support d'un outil scie, b) Rapport des deux efforts	46
Figure I. 21 : Modèle de délaminage, outil trépan, avec support à la débouchure du trou [25]	46
Figure I. 22 : a) Efforts critiques avec et sans support d'un trépan, b) Rapport des deux efforts	47
Figure I. 23 : Foret hélicoïdal excentré [27].....	48
Figure I. 24 : Rapport des forces critiques entre foret hélicoïdal à âme excentrée et non excentrée.....	49
Figure I. 25 : Rapport des forces critiques d'un foret spiropointe	50
Figure I. 26 : Comparaison des efforts critiques d'un foret spiropointe avec et sans excentricité ($\alpha = 0.3$ et $s = 0.9$).....	51
Figure I. 27 : Perçage avec avant-trou [12].....	52
Figure I. 28 : Surface circulaire plane avec un trou et une charge distribuée [12]	52
Figure I. 29 : Comparaison des forces axiales critiques avec et sans avant-trou pour $\nu = 0.3$. 54	
Figure I. 30 : Influence de ν sur la force critique	54
Figure I. 31 : Effets de l'avant-trou sur la force axiale (diamètre du foret 10 mm et vitesse de rotation 1000 tr/min) [12].....	55
Figure I. 32 : Analyse de délaminage pour les forets étagés [5]	56

Figure I. 33 : Rapport théorique des forces critiques d'un foret étagé et d'un foret hélicoïdal	56
Figure I. 34 : Comparaison des efforts critiques pour différentes géométries d'outils.....	57
Figure I. 35 : Représentation des différentes zones de la partie active du foret [31]	60
Figure I. 36 : Vue en coupe d'un trou borgne, plaque d'empilement $[0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, -45^\circ]_{S10}$...	64
Figure I. 37 : Micrographies faisant apparaître les différents défauts de perçage dans une plaque épaisse.....	65
Figure I. 38 : Réalisation de perçage en pleine matière et de perçage de demi-trous	65
Figure I. 39 : Direction des fibres du premier et du dernier pli à 0° suivant Y	66
Figure I. 40 : Forets utilisés : foret affûté standard [DIN 1897] (a), foret affûté trois pentes [DIN 1412C] (b) et outil $\frac{3}{4}$ étagé à pointe excentrée.	66
Figure I. 41 : Dimensions (en mm) des différentes parties de l'outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 15,784 mm	67
Figure I. 42 : Montage utilisé durant les essais	67
Figure I. 43 : Caméra à prise de vue rapide	68
Figure I. 44 : Caméra à thermographie infrarouge.....	68
Figure I. 45 : Perçage à une avance de 0.3 mm/tr	69
Figure I. 46 : Mesure du délaminage en entrée du trou.....	69
Figure I. 47 : Délaminage en entrée de trou en fonction de l'avance f	70
Figure I. 48 : Défaut à l'entrée du trou éliminé suite au fraisurage	70
Figure I. 49 : Distribution de la température durant le perçage à 0.3 mm/tr avec les deux outils	71
Figure I. 50 : Température de perçage à une avance de 0.3 mm/tr	71
Figure I. 51 : Délaminage en sortie du trou.....	72
Figure I. 52 : Défauts à la sortie du trou pour une avance 0,3 mm/tr.....	73
Figure I. 53 : Délaminage en fonction de l'avance f à la débouchure du trou	73
Figure I. 54 : Défauts à la sortie du trou avec un tissu taffetas en verre en dernier pli : a) perçage avec un outil $\frac{3}{4}$ et b) perçage avec un foret hélicoïdal	74

Chapitre II – Modélisation du délaminage

Figure II. 1 : Délaminage à la sortie du trou	80
Figure II. 2 : Modèle analytique orthotrope en perçage avant la sortie de l'âme.....	81
Figure II. 3 : Modèle analytique orthotrope en perçage après la sortie de l'âme.....	81
Figure II. 4 : Chargement uniformément réparti avec un bord simplement appuyé.....	83
Figure II. 5 : Force ponctuelle appliquée à une plaque à bord simplement appuyé.....	84
Figure II. 6 : Cas d'un chargement triangulaire avec articulation au bord de la plaque	85
Figure II. 7 : Chargement uniformément réparti sur un disque avec bord articulé.....	86
Figure II. 8 : Chargement uniformément réparti sur une plaque encastree.....	86
Figure II. 9 : Chargement concentré.....	87
Figure II. 10 : Chargement uniformément réparti sur un disque d'une plaque encastree.....	88
Figure II. 11 : Chargement circulaire linéaire de rayon (c).....	89
Figure II. 12 : Chargement triangulaire appliqué sur une plaque encastree.....	90
Figure II. 13 : Chargement combiné appliqué sur une plaque encastree	90
Figure II. 14 : Chargement combiné appliqué sur une plaque simplement appuyée	91
Figure II. 15 : Chargement uniformément repart avec avant trou appliqué sur une plaque encastree.....	92
Figure II. 16 : Chargement circulaire appliqué au bord de l'avant trou.....	92
Figure II. 17 : Chargement uniformément appliqué sur une couronne simplement appuyée ..	93
Figure II. 18 : Comparaison des différentes hypothèses de chargement.....	94

Figure II. 19 : Comparaison des différentes hypothèses de chargement d'une plaque articulée	95
Figure II. 20 : Courbes des efforts critiques du perçage avec avant-trou.....	95
Figure II. 21 : Position des fissures dans le modèle conique	97
Figure II. 22 : Déformation maximale au voisinage du fond du cône d'un modèle conique...	98
Figure II. 23 : Taux de restitution correspondant a) à la première fissure et b) à la deuxième fissure	99
Figure II. 24 : Matière augmentant l'effort critique de poussée, mais n'intervenant pas sur le délaminage (partie en rouge) : outil $\frac{3}{4}$ a) et foret hélicoïdal b).....	100
Figure II. 25 : Modèle Eléments Finis sous Samcef avec fissures initiales	100
Figure II. 26 : Conditions aux limites du modèle numérique.....	101
Figure II. 27 : Déformation elliptique de la plaque pour un chargement ponctuel sur a) un pli $[90^\circ]$ et b) 2 plis $[90^\circ, 45^\circ]$	102
Figure II. 28 : Déformation circulaire pour un chargement uniformément réparti. a) avec un pli b) 2 plis.....	102
Figure II. 29 : Graphe des taux de restitution G_I , G_{II} et G_{III} au front des fissures le long du périmètre de la plaque	103
Figure II. 30 : Effort critique déterminé numériquement sur une plaque de diamètre 16 mm	104
Figure II. 31 : Effort critique sur une plaque de diamètre 4 mm.....	104
Figure II. 32 : a) Maillage et b) conditions aux limites d'un perçage avec avant-trou de diamètre 3,9 mm.....	105
Figure II. 33 : Effort critique avec un avant-trou de diamètre 3,9 mm pour $G_{IC} = 300$ et 800 J/m^2	105
Figure II. 34 : Effort critique numérique avec un avant-trou de diamètre 13 mm	106
Figure II. 35 : Les trois modes d'ouverture des fissures	107
Figure II. 36 : Calcul du taux de restitution dans 2D [47]	107
Figure II. 37 : Validation du modèle analytique pour un diamètre de 15,8 mm, a) chargement uniformément réparti et b) chargement ponctuel	108
Figure II. 38 : Déformation locale d'une plaque soumise à un effort ponctuel (4 plis non usinés).....	109
Figure II. 39 : Validation du modèle analytique avec un avant-trou de diamètre 3,9 mm.....	109
Figure II. 40 : Poinçonnage avec le foret hélicoïdal sans amincissement d'âme.....	111
Figure II. 41 : Poinçonnage avec l'outil $\frac{3}{4}$ étagé et diamanté.....	111
Figure II. 42 : Trous borgnes ayant un nombre de plis restant variant entre 1 et 6.....	112
Figure II. 43 : Fissures propagées le long du cône sous le foret hélicoïdal	112
Figure II. 44 : Essais de poinçonnage avec un poinçon de diamètre 4 mm	113
Figure II. 45 : Observation des fissures en utilisant un poinçon	113
Figure II. 46 : Utilisation des poinçons pour solliciter les fonds de trou usinés par un foret hélicoïdal et un outil $\frac{3}{4}$	114
Figure II. 47 : Décomposition de la géométrie du foret hélicoïdal et de la plaque mince sollicitée en plusieurs zones : a) âme et b) arêtes principales de coupe.....	114
Figure II. 48 : Répétabilité des essais de poinçonnage avec un foret hélicoïdal sur un fond plat	115
Figure II. 49 : Essais de répétabilité avec un poinçon de diamètre 3,9 mm.....	115
Figure II. 50 : Essais de poinçonnage avec un poinçon de diamètre 2,2 mm sur un fond tronconique.....	116
Figure II. 51 : Relevé d'effort critique avec un foret hélicoïdal sur un trou à fond plat	117
Figure II. 52 : Effort critique expérimental sur un fond plat en fonction du nombre de plis délaminés.....	117

Figure II. 53 : Effort critique de délaminage réalisé par un foret hélicoïdal sur un trou à fond tronconique.....	118
Figure II. 54 : Effort critique de l'outil $\frac{3}{4}$ sur un fond plat de diamètre 16 mm	119
Figure II. 55 : Détermination à l'aide d'un poinçon de l'effort critique de l'âme d'un foret hélicoïdal	119
Figure II. 56 : Effort critique en utilisant un outil $\frac{3}{4}$ sur un fond ayant la même forme de l'outil	120
Figure II. 57 : Effort critique en utilisant un poinçon de diamètre 2,7 mm	121
Figure II. 58 : Effort critique de délaminage avec avant-trou des forets hélicoïdaux a) de diamètre 15,8 mm et b) de diamètre 10 mm	121
Figure II. 59 : Effort critique de délaminage d'un outil $\frac{3}{4}$ avec avant-trou. a) un relevé d'effort pour deux plis non usinés et b) tracé de l'effort critique en fonction du nombre de plis délamérés.....	122
Figure II. 60 : Comparaison et validation du modèle analytique et numérique proposé	124
Figure II. 61: Comparaison du poinçonnage d'un fond d'outil $\frac{3}{4}$ avec les modèles	124
Figure II. 62 : Comparaison des efforts critiques d'un foret hélicoïdal de diamètre 15,8 mm avec un avant-trou de diamètre 3,9 mm	125

Chapitre III – Modélisation de l'effort axial de pénétration

Figure III. 1 : Série 1 : Outil $\frac{3}{4}$ étagé avec arêtes rapportées en PCD	130
Figure III. 2 : Guidage de l'outil $\frac{3}{4}$ a) par un canon de perçage, b) par un trou calibré	130
Figure III. 3 : Affûtage standard Botek de l'outil $\frac{3}{4}$	131
Figure III. 4 : Centre d'usinage à commande numérique utilisé (DMU 50 eVo)	133
Figure III. 5 : Dispositif expérimental de mesure d'effort	134
Figure III. 6 : Montage et capteur d'effort	134
Figure III. 7 : Avant-trou borgne pour mesurer à la fois l'effort des arêtes et l'effort de l'âme	135
Figure III. 8 : Avant-trous de l'outil $\frac{3}{4}$ étagé	135
Figure III. 9 : Observation de l'usure des arêtes principales de coupe à l'aide du projecteur du profil a) avant perçage, b) après perçage.....	136
Figure III. 10 : Usure de la dépouille	137
Figure III. 11 : Influence de l'usure sur l'effort axial de coupe (HSS diamètre 14,5 mm)....	137
Figure III. 12 : Relevé d'effort de différents diamètres de foret en carbure de tungstène micrograin en fonction de l'avance	138
Figure III. 13 : Comparaison de deux campagnes d'essais avec une vitesse d'avance croissante et décroissante (foret en carbure de tungstène micrograin de diamètre 14 mm)	139
Figure III. 14 : Effort axial du foret hélicoïdal revêtu TiN ($\phi = 8$ mm) en fonction de l'avance	139
Figure III. 15 : Relevés d'effort axial pour une avance de 0,05 mm/dent du foret 3 pentes lors du perçage, a) en pleine matière et b) avec avant-trou	140
Figure III. 16 : Effort des différentes parties actives du foret à amincissement d'âme 3 pentes en fonction de l'avance	140
Figure III. 17 : Relevé d'effort du perçage à l'aide d'un foret en carbure de tungstène micrograin sans amincissement ($f = 0,05$ mm/dent)	141
Figure III. 18 : Effort axial du foret sans amincissement d'âme en fonction de l'avance	141
Figure III. 19 : Effort axial du perçage d'un matériau composite avec un faible diamètre d'outil (5 mm) [13].....	142

Figure III. 20 : Effort axial en fonction de la vitesse de coupe pour un foret sans amincissement d'âme ($D = 15,8$ mm)	142
Figure III. 21 : Effort axial en fonction de la vitesse de coupe variant entre 60 et 90 m/min	143
Figure III. 22 : Décomposition de la partie active de l'outil $\frac{3}{4}$ en plusieurs zones.....	143
Figure III. 23 : Effort axial avec avant-trou de l'outil $\frac{3}{4}$ ($\phi 15,8$ mm) pour une avance de 0,05 mm/dent.....	144
Figure III. 24 : Effort axial maximal pour l'outil $\frac{3}{4}$ en fonction de l'avance	144
Figure III. 25 : Effort axial de l'outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 12,7 mm en fonction de l'avance	145
Figure III. 26 : Effort axial de l'outil $\frac{3}{4}$ (diamètre 15,8 mm) en fonction de la vitesse de coupe	145
Figure III. 27 : Courbe de l'effort axial en pleine matière du foret PCD de diamètre 12,8 mm en fonction de l'avance	146
Figure III. 28 : Comparaison des efforts de l'outil $\frac{3}{4}$ et du foret hélicoïdal sans amincissement d'âme (diamètre 15,8 mm)	146
Figure III. 29 : Comparaison des efforts axiaux de l'outil $\frac{3}{4}$ et d'un foret hélicoïdal PCD (diamètre 12,7 mm)	147
Figure III. 30 : Effort axial des forets hélicoïdaux en carbure de tungstène micrograin avec et sans amincissement d'âme (diamètre 15,8 mm)	148
Figure III. 31 : Comparaison des efforts de deux forets hélicoïdaux d'affûtage différent, avec et sans revêtement de TiN	148
Figure III. 32 : Influence de l'usure sur l'effort axial (foret hélicoïdal en carbure de tungstène micrograin sans amincissement d'âme)	149
Figure III. 33 : Décomposition du foret hélicoïdal en plusieurs zones	150
Figure III. 34 : Modélisation de l'effort axial d'un foret hélicoïdal.....	152
Figure III. 35 : Validation du modèle d'effort axial avec l'outil $\frac{3}{4}$	154
Figure III. 36 : Effort axial de l'outil $\frac{3}{4}$ sur-estimé pour des coefficients constants.....	154

Chapitre IV – Applications

Figure IV. 1 : Organigramme du modèle global	160
Figure IV. 2 : Effort critique de l'âme d'un foret hélicoïdal.....	161
Figure IV. 3 : Effort critique des arêtes principales de coupe d'un foret hélicoïdal	162
Figure IV. 4 : Avance critique en fonction de l'épaisseur restant à usiner	163
Figure IV. 5 : Effort critique du premier étage	163
Figure IV. 6 : Effort critique de délaminage des deux derniers étages	164
Figure IV. 7 : Avance critique de l'outil $\frac{3}{4}$ en fonction de l'épaisseur non usinée.....	165
Figure IV. 8 : Détermination de la valeur de l'avance par dent minimale.....	166
Figure IV. 9 : Délaminage à la sortie du trou en perçant avec un outil $\frac{3}{4}$ pour une avance par dent : a) 0,01 mm/dent, b) 0,05 mm/dent et c) 0,005 mm/dent.....	166

Annexes

Figure A. 1 : Schéma de polymérisation du pré imprégné pour la mesure de $t\%$	180
Figure A. 2 : Réticulation des stratifiés.....	181
Figure A. 3 : Cycle de cuisson du matériau composite T800/M21 selon données fabricant.	181
Figure A. 4 : Machine pour découper les matériaux composites	182
Figure A. 5 : Collage des jauges	182
Figure A. 6 : Montage des éprouvettes de la caractérisation en cisaillement	183

Figure A. 7 : Contraintes en fonction des déformations pour une plaque $[0^\circ]_4$ en traction ...	184
Figure A. 8 : Coefficient de Poisson en fonction des contraintes	185
Figure A. 9 : Montage de l'éprouvette en essai.....	185
Figure A. 10 : Contraintes en fonction des déformations, éprouvette 8 plis à 90°	186
Figure A. 11 : Courbe Contraintes-Déformations en traction sur $[+45^\circ]_8$	188
Figure A. 12 : Courbe Force-Flèche en flexion	188
Figure A. 13 : Géométrie de l'éprouvette « double poutre porte-à-faux » (double cantilever beam DCB).....	190
Figure A. 14 : Essais de traction et propagation des fissures en mode I.....	190
Figure A. 15 : Calcul de Δ	191
Figure A. 16 : valeurs d'initiation et de propagation des fissures G_{IC}	191
Figure A. 17 : Modélisation de la partie de la plaque localisée sous l'outil.	194

Introduction

La production de structures en matériaux composites se développe rapidement, en France comme dans le monde : environ + 6 % par an, en quantité. Ces matériaux associent une matrice organique en matière plastique avec un renfort en fibres longues ou courtes, généralement de verre, de carbone ou de polyaramide. Malgré un coût beaucoup plus élevé que celui des matériaux métalliques, ils apportent à leurs utilisateurs des avantages importants grâce à leurs propriétés, notamment de légèreté et de résistance mécanique (grand rapport résistance/densité). De plus, certains de ces matériaux sont insensibles aux produits chimiques tels que les huiles, le pétrole, les liquides hydrauliques... ainsi qu'aux éléments extérieurs : humidité, chaleur, corrosion. Ces avantages ont ouvert des marchés importants surtout dans l'aéronautique. Les matériaux composites sont également de plus en plus utilisés dans le domaine aéronautique, comme actuellement pour l'Airbus A380 (plus de 25% en masse de composites) et dans un futur proche pour l'Airbus A350 XWB (60% en masse avec les ailes et le fuselage entièrement en composite).

Dans ce domaine, l'assemblage de différentes pièces nécessite la réalisation de trous, généralement à l'aide du procédé de perçage par enlèvement de matière. Ce procédé est aujourd'hui l'opération la plus utilisée pour la réalisation d'assemblages boulonnés ou rivetés. Plus particulièrement, l'assemblage des différentes parties du fuselage composites, ou encore des ailes avec le fuselage fait apparaître la problématique du perçage des matériaux composites. Ce processus d'usinage des matériaux composites provoque des défauts de différentes natures qui diminuent la qualité du trou percé ainsi que la résistance du matériau à la rupture. Plusieurs études ont été menées pour identifier ces défauts dans le but de les minimiser afin d'augmenter la résistance mécanique de la structure.

D'autres moyens de perçage existent, tels que la découpe par jet d'eau ou au laser. Le laser crée dans le matériau une zone affectée thermiquement aux alentours du trou usiné qui a pour conséquence la calcination de la matrice et la dégradation des fibres. Ces états interdisent toute opération de collage ou d'assemblage conventionnel. De plus, ce type d'usinage minimise considérablement la tenue au matage des assemblages boulonnés [5]. L'usinage au jet d'eau est moins néfaste que l'usinage au laser mais crée des délaminages en sortie de plaque, ainsi que dans l'épaisseur si le jet n'est pas parfaitement perpendiculaire au plan tangent à la surface à percer. De plus, ce type d'usinage n'est pas envisageable lors d'opérations de maintenance ou de réparation (risque d'endommager l'avionique située dans la zone concernée par l'usinage, reprise d'humidité et quasi impossibilité de n'usiner qu'un certain nombre de plis dans l'épaisseur de la plaque) [6]. Enfin, ces procédés sont difficilement transportables sur les différentes parties de l'avion. Leur utilisation reste donc anecdotique dans le domaine aéronautique.

De ce fait, l'usinage par outils coupants des plaques minces et épaisses en matériau composite est encore très utilisé aujourd'hui. Ce travail de thèse, réalisé en collaboration avec la société AIRBUS France, usine de Toulouse, porte sur le perçage et l'alésage par enlèvement de matière à l'outil coupant de trous de diamètre conséquent (15,784 mm) dans des plaques épaisses (épaisseur supérieure à 20 mm) en carbone époxy fibres longues.

Objectifs de l'industriel

Dans le cadre de l'évolution des matériaux utilisés en aéronautique, la problématique de l'usinage des matériaux composites apparaît très importante. Plus particulièrement,

concernant la jonction aile/fuselage, AIRBUS souhaite mener une étude sur l'assemblage de plaques épaisses composite/composite ou composite/métal. Cet assemblage nécessite le développement d'un outil spécifique et du process d'usinage associé permettant de percer-aléser-fraisurer les trous de rivets ou de boulons. Le respect des spécifications du bureau d'étude (défauts et délaminage minimum à l'entrée, dans le matériau et à la sortie du trou), ainsi que l'optimisation de la durée de vie des outils coupants et du temps d'assemblage sont les contraintes à prendre en compte dans cette étude.

L'utilisation d'un foret hélicoïdal conventionnel provoque des défauts en entrée, sur la paroi du trou et en sortie de plaque, ce qui est incompatible avec les spécifications du BE, qui n'accepte aujourd'hui aucun défaut. AIRBUS cherche donc à éliminer ou à minimiser ces défauts en améliorant le processus de perçage. Ces défauts semblent directement liés aux conditions de coupe ; l'objectif est donc de déterminer les conditions de coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance...) optimales vis-à-vis de ce critère.

Cette étude comporte une partie théorique et une partie expérimentale importante. Elle porte notamment sur les conditions de coupe (étude analytique, étude numérique et validation expérimentale), la géométrie et le matériau des outils, ainsi que le process d'usinage associé (lubrification, évacuation des copeaux, etc. ...). De plus, elle s'intéresse aux problématiques du perçage de plaques épaisses en composite, et à partir de cette étude, le perçage multi-matériaux pourra être étudié. Plusieurs configurations d'assemblage pourront être envisagées :

- Composite sur composite,
- Composite sur métal,
- Métal sur composite.

L'objectif final est d'usiner simultanément les deux plaques de l'assemblage en réalisant en une seule opération le perçage, l'alésage et le fraisurage.

Plan de la thèse

Pour répondre à ces différents objectifs, nous proposons de mettre en place une modélisation analytique de l'effort axial critique (F_{ZC}) de délaminage pour un couple matériau/outil donné, le délaminage des matériaux composites étant directement lié à la force axiale de coupe (F_z) ([5], [7]).

Ensuite, un modèle d'effort reliant l'effort axial de perçage aux conditions de coupe est développé. Dans ce cadre, plusieurs géométries d'outils sont testées, afin de déterminer l'effet de plusieurs paramètres sur le délaminage en perçage.

Le but final est de déterminer, pour un couple outil/matériau donné, les conditions de coupe qui permettent de minimiser le délaminage lors des opérations de perçage et d'alésage.

La présentation de ce travail de thèse est découpée en quatre chapitres :

Chapitre I Positionnement du problème

Ce chapitre expose dans une première partie l'état de l'art du perçage des matériaux composites ainsi que les travaux déjà effectués. Tout d'abord, les différents défauts rencontrés lors du perçage des matériaux composites sont identifiés. Ensuite, les approches analytiques de calcul des efforts critiques sont explicitées et les différents types d'outil utilisés pour le perçage des matériaux composites sont cités et analysés. Enfin, les différents modèles d'effort axial en perçage sont détaillés. Ensuite, un certain nombre de conclusions sont tirées de la partie bibliographique et certaines hypothèses sont validées par des

observations expérimentales. Les différents défauts de perçage sont observés à l'aide d'un microscope électronique à balayage et les différentes hypothèses de modélisation sont validées par l'observation en temps réel de l'opération de perçage de trous sécants à l'aide d'une caméra à prise de vue rapide. Par ailleurs, des observations à l'aide d'une caméra à thermographie infrarouge montrent l'influence des différents paramètres caractéristiques sur la température de la plaque atteinte lors du perçage. Des forets hélicoïdaux carbures avec différents affûtages, ainsi que des outils $\frac{3}{4}$ étagés à plaquettes PCD brasées, utilisés par Airbus, sont testés dans ce cadre. Enfin, la conclusion de ce chapitre met en place les objectifs de la thèse nécessaires pour atteindre les objectifs de l'industriel.

Chapitre II Modélisation du délaminage

Cette étude présente une modélisation analytique de la force axiale critique de délaminage en perçage des matériaux composites, avec et sans avant trou. Cette modélisation est développée avec plusieurs hypothèses de chargement afin de comparer les efforts obtenus à l'effort critique réel. Celle-ci est validée, dans un premier temps, par un modèle numérique développé en parallèle. Ensuite, des essais de poinçonnage quasi statiques sont effectués dont le but est de déterminer expérimentalement l'effort axial critique de délaminage. La comparaison de cet effort à ceux obtenus par la modélisation permet de déterminer parmi les hypothèses de chargement, celle qui correspond le mieux aux résultats expérimentaux pour un outil donné.

Chapitre III Modélisation de l'effort axial de pénétration

Dans ce chapitre, l'effort axial maximal de perçage est modélisé en fonction des conditions de coupe et de la géométrie de l'outil. Ce modèle est utilisable en perçage avec et sans avant trou. L'effort axial de perçage est modélisé comme étant la somme de deux efforts : l'un représente l'effet de l'âme et l'autre correspond à l'action des arêtes de coupe principales. L'effort de l'âme est modélisé par une loi linéaire fonction de l'avance. L'effort généré par les arêtes de coupe est modélisé par une loi puissance fonction de l'avance. Ce modèle ainsi développé offre l'avantage d'être adaptatif en fonction de la géométrie de l'outil considéré. Plusieurs relevés d'effort de perçage avec différents outils (matériaux et géométries) sont réalisés afin de valider le modèle d'effort.

Chapitre IV Applications

Les modèles développés dans les chapitres II et III sont utilisés dans ce dernier chapitre dans le but de déterminer les conditions de coupe critiques vis-à-vis du délaminage. En d'autres termes, les conditions de coupe critiques sont calculées à l'aide du modèle d'effort en utilisant l'effort critique de délaminage déterminé analytiquement. Un algorithme d'application logicielle de cette méthodologie est enfin présenté. Les variables d'entrée du logiciel sont les caractéristiques du matériau percé, la géométrie de l'outil utilisé ainsi que les coefficients du modèle d'effort de coupe.

Conclusions et Perspectives

Une dernière partie expose la conclusion générale de la thèse ainsi que les résultats importants tirés de ce travail. Des perspectives pouvant compléter cette étude, portant notamment sur le perçage hybride (composites et métaux) et en prenant en compte l'usure de l'outil, sont proposées ensuite.

Mots Clés :

1. *En français :*

Usinage – Perçage – Alésage – Fraisage – Matériaux composites – Conditions de coupe – Délaminage – outil ¾.

2. *En anglais :*

Machining – Drilling – Reaming – Countersinking – Composite material – Cut conditions – Delamination – Gundrill.

Chapitre I

Positionnement du problème

A. Introduction

Les assemblages boulonnés de plaques en carbone époxy entre elles ou sur des structures métalliques nécessitent la réalisation de trous. Les fibres de carbone et de verre ainsi que les matrices thermodurcissables présentent une rupture fragile ce qui autorise l'utilisation d'outils coupants.

Aujourd'hui, une grande partie des trous percés dans les matériaux composites est réalisée à l'aide d'un foret hélicoïdal à deux lèbres. De nombreuses études ont été menées afin d'identifier les défauts créés dans le matériau composite lors du perçage avec foret hélicoïdal. Ce type d'outils ne donnant pas entière satisfaction, d'autres géométries d'outils mieux adaptées à l'usinage des matériaux anisotropes sont constamment développées en donnant des résultats plus ou moins convaincants. L'étude bibliographique qui suit montre les développements ainsi que les hypothèses des calculs déjà réalisés.

Le matériau composite concerné par notre étude est composé de fibres unidirectionnelles de carbone module intermédiaire (IM) ainsi que d'une matrice époxy. Cette matrice appartient à la famille des polymères organiques thermodurcissables. Les plaques épaisses sont obtenues à partir de séquences d'empilement quasi isotropes ou fortement orientées. La réalisation de ces plaques épaisses est faite à partir de nappes unidirectionnelles en carbone pré imprégnées de résine époxyde.

Le délaminage des fibres constitue un problème important lors de l'usinage d'un matériau composite. Dans le cas du perçage, la force axiale exercée par le foret semble être la cause principale de ce phénomène. Hocheng et al [5] définissent l'effort critique de délaminage comme l'effort minimal qui cause l'apparition du premier délaminage.

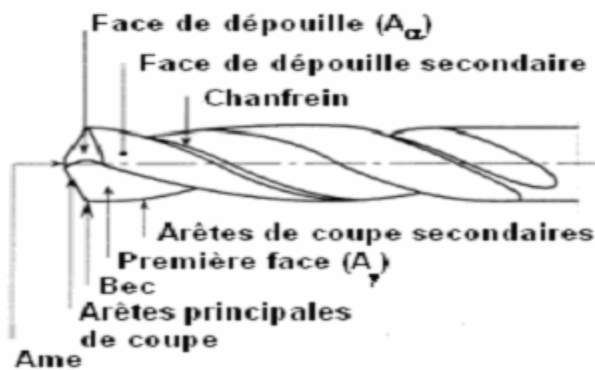
Dans le cadre de notre étude, cet effort doit donc être estimé précisément pour éviter le délaminage à l'entrée du foret dans le matériau, sur la paroi du trou et à la sortie. La détermination de cet effort critique de délaminage nécessite la connaissance des caractéristiques du matériau usiné. Nous avons donc effectué une caractérisation physico-chimique du matériau composite utilisé au cours de la thèse (Annexe 1).

Enfin, une partie sur l'identification des défauts de perçage des matériaux composites est exposée. Une observation microscopique des défauts a été faite suite à des essais de poinçonnage quasi-statiques. De plus, une observation dynamique en temps réel avec une caméra à prise de vue rapide et une caméra à thermographie infrarouge montre l'origine et la propagation de ces défauts.

B. Etat de l'art

1. Introduction

Le perçage est l'opération la plus utilisée pour l'assemblage boulonné ou riveté des structures composites. Dans l'usinage des métaux, les forets hélicoïdaux (Figure I. 1) sont également les plus utilisés pour percer [8] :



P_r : Plan de référence
 P_f : Plan de travail conventionnel
 P_s : Plan d'arête
 P_o : Plan orthogonal de l'outil
 P_p : Plan vers l'arrière de l'outil
 r_a : Rayon d'arête
 α_o : Angle de dépouille dans P_o
 β_o : Angle de taillant dans P_o
 γ_o : Angle de coupe dans P_o
 κ_r : Angle de direction d'arête

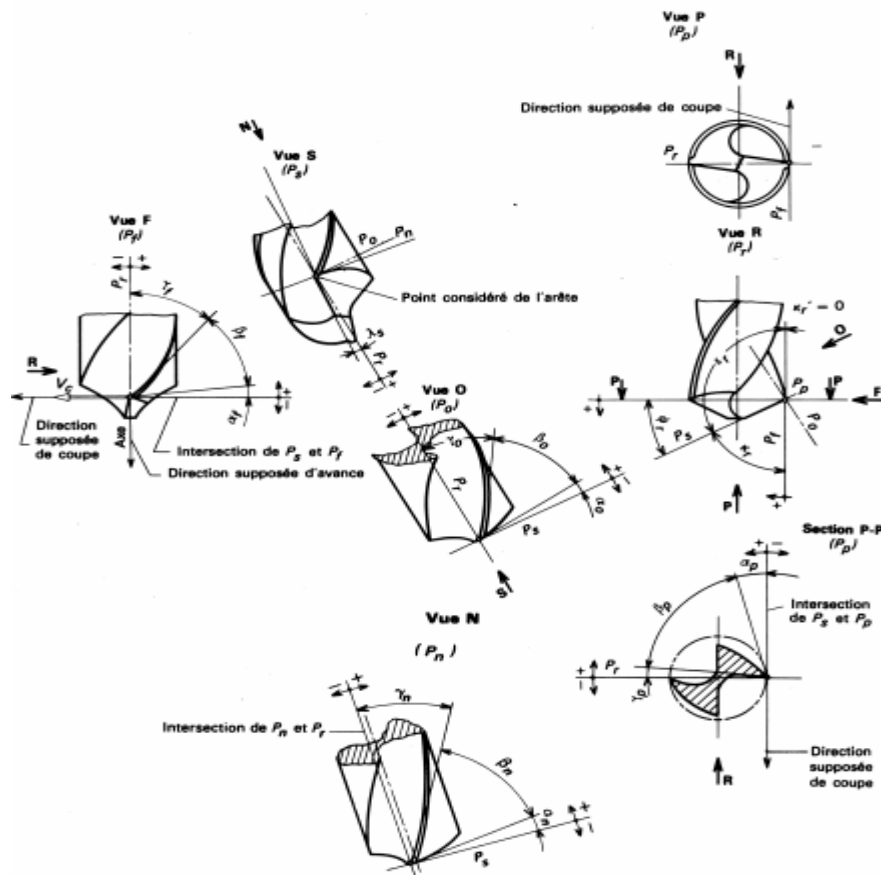


Figure I. 1 : Foret hélicoïdal ([8], [9], [10])

Ces forets sont testés par plusieurs auteurs dans le cas du perçage de composites ([5], [11]), afin de déterminer leur influence sur le délaminage des plis. Le caractère anisotrope du stratifié

constitué d'une séquence d'empilement de couches dans différentes directions (0° , $+45^\circ$, 90° , -45°) favorise les défauts de délaminage lors du perçage avec un foret [8]. L'utilisation de ces forets est limitée lors du perçage de plaques composites minces sans support à cause du délaminage important à la sortie [8]. Ces défauts sont liés au matériau, à la géométrie du foret, aux efforts de coupe et donc aux conditions de coupe (avance par tour, vitesse de coupe). La Figure I. 2 fait apparaître le processus de délaminage du premier pli.

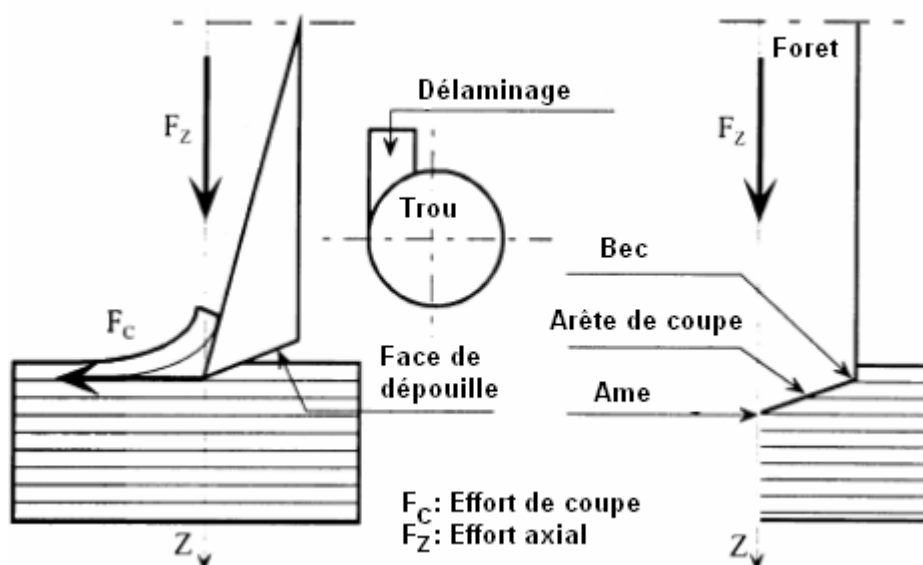


Figure I. 2 : Défaut à l'entrée [8].

La géométrie de l'outil est considérée comme étant le facteur le plus important [5]. Plusieurs géométries d'outils existent et ont été testées pour le perçage de composites. Les efforts critiques de délaminage de ces différentes géométries sont modélisés dans ces travaux.

2. Défauts en perçage

L'utilisation de forets hélicoïdaux pour percer des matériaux composites à fibres longues crée des dommages spécifiques à l'entrée du trou, sur la paroi du trou et à la sortie du trou ([1], [5]). Ces différents dommages, plus particulièrement les délaminages, nuisent à la durée de vie des assemblages. Ces défauts sont directement liés au caractère anisotrope du matériau, à la géométrie de l'outil et aux conditions de coupe ([8], [12]).

2.1. Défauts à l'entrée

À l'entrée du trou, l'hélice du foret tend à arracher le premier pli. La Figure I. 2 et la Figure I. 3 montrent les différents efforts de coupe radiaux tangentiels et axiaux (avec $F_c = F_t + F_r$) appliqués au premier pli. Ces efforts, associés à l'angle de coupe γ , créent l'arrachement de ce pli [13].

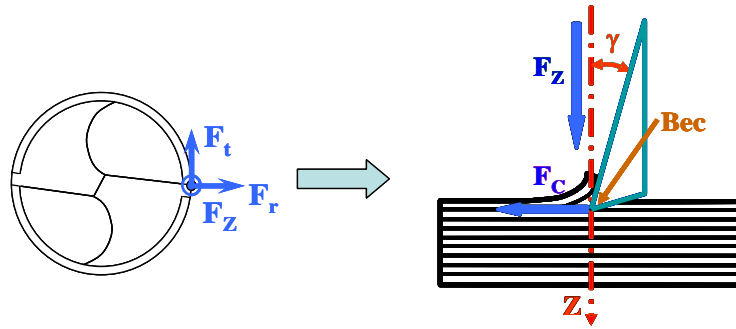


Figure I. 3 : Efforts appliqués sur le premier pli [13]

En effet, l'effort axial F_z initie le délaminage et le défaut d'arrachement sera propagé par l'effort tangentiel F_t . L'effort de coupe F_c génère une force de pelage dans la direction perpendiculaire à l'axe de l'outil du fait de l'inclinaison de l'hélice du foret qui tend à faire remonter le premier pli. Cette force de pelage conduit au délaminage du pli supérieur, la partie non encore usinée étant maintenue en position par l'action de poussée F_z [14]. Pour un stratifié donné, elle est fonction de la géométrie de l'outil et du frottement entre l'outil et la pièce. Plus l'angle de coupe γ est important plus l'arrachement est important.

2.2. Défauts sur la paroi du trou

Sur la paroi du trou, plusieurs défauts d'arrachement de fibres et de dégradation de la matrice apparaissent ([6], [8], [14], [15]). Parmi ces défauts, le défaut de circularité du trou au niveau de chaque pli reste le plus important. Guegan [15] explique que les fibres ont une déformation élastique assimilable à de la flexion avant leur rupture fragile par cisaillement. Ceci génère un défaut de circularité local au niveau de chaque pli. Piquet et al [8] montrent que ce défaut se traduit par une forme elliptique du trou pour un pli donné. Ainsi, sur l'ensemble du stratifié, l'empilement des ellipses orientées différemment (Figure I. 4) engendre un trou de diamètre plus petit que celui du foret. Ceci a pour conséquence un resserrement des fibres sur les listels du foret, ce qui entraîne un frottement important entre le matériau et l'outil. Il s'ensuit un échauffement important et donc une dégradation de la matrice.

Un défaut de rugosité apparaît également sur la paroi du trou, pour des orientations relatives de fibres à $+45^\circ$ et -45° par rapport à la direction de la vitesse de coupe de l'outil. Ce défaut est donc directement lié à l'anisotropie des matériaux composites [8]. Il s'explique par l'arrachement des fibres concernées, plutôt que leur cisaillement, du fait de leur orientation relative par rapport à l'arête de coupe (un glissement de paquet de fibres après son cisaillement à $+45^\circ$ et un arrachement d'un paquet de fibres et de matrice à -45°).

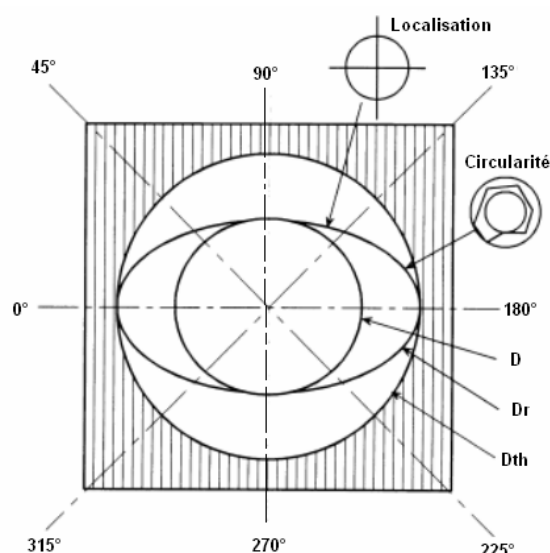


Figure I. 4 : Défauts de circularité en perçage d'un matériau composite unidirectionnel [0°-100%] [8]

2.3. Défauts à la sortie

A la sortie du trou, l'effort axial de pénétration imposé par l'outil (F_z) tend à faire fléchir les derniers plis. Ceci peut provoquer la décohésion de la matrice jusqu'à l'arrachement du dernier pli et la rupture des fibres, entraînant un délaminage des derniers plis. Une explication de ce délaminage est proposée par Hocheng et Dharan [14]. Selon eux, lorsque le foret est proche de la sortie du trou, l'épaisseur restante non usinée devient de plus en plus mince et la résistance à la déformation des plis restants diminue. La charge axiale (F_z) de l'outil devient alors supérieure à la force de collage interlaminaire et le délaminage apparaît. Ce délaminage en sortie de trou, qui est considéré comme étant le défaut majeur, est donc influencé par l'effort de poussée F_z ([12], [16]). Celui-ci est fonction des conditions de coupe, du diamètre et de la géométrie du foret. Plusieurs travaux (Hocheng et al.[5], Piquet et al [8]) ont été menés sur la modélisation de l'effort axial critique de délaminage à la sortie du trou. Selon Piquet et al [8], des géométries d'outil différentes peuvent effectivement réduire le délaminage en diminuant l'effort de poussée (F_z). La qualité du trou en sortie est donc fortement influencée par les conditions de coupe et par la géométrie de l'outil. Elle est également liée au matériau de l'outil. En effet, l'effort axial et le délaminage dépendent de façon importante de l'état d'usure de l'outil [17]. Cet état d'usure est fortement fonction du matériau du foret. Enfin, la qualité du trou en sortie dépend de la nature du matériau à usiner ainsi que de la séquence d'empilement [8]. L'utilisation des outils spéciaux ainsi que l'ajustement des conditions de coupe de perçage et d'alésage réduisent fortement le délaminage ([18], [19], [20]). De plus, d'après Gouleau et al [21], les paramètres de coupe caractéristiques et l'usure des outils nécessitent d'être suivis et maîtrisés pour diminuer l'apparition des défauts macro et microgéométriques du perçage des matériaux composites.

3. Etude de l'effort critique de délaminage en sortie

3.1. Effet de la géométrie de l'outil sur l'effort critique

L'effort critique de délaminage est celui qui correspond à l'initiation des fissures à la sortie de la plaque. D'après Hocheng et al [5], Piquet et al [8], Fernandes et al [22] et Won et al [23], le délaminage à la sortie, relié à l'effort axial critique, se traduit par la séparation des plis suivant le mode I de la rupture. Dans cette partie, les efforts critiques trouvés dans la partie bibliographie pour différents types de perçage avec plusieurs géométries d'outils sont exposés. Afin de comprendre l'influence de plusieurs paramètres sur l'effort critique, nous avons tracé et comparé les courbes des efforts critiques des différentes géométries d'outils trouvées.

3.1.1. Foret hélicoïdal

L'âme du foret hélicoïdal ne peut pas couper la matière, du fait de son affûtage et de la vitesse de coupe nulle au centre, mais elle l'extrude. Ceci crée une contrainte normale au plan de la plaque qui conduit à la séparation des plis et donc au délaminage à la sortie du trou [11].

L'observation expérimentale [14] montre que, le délaminage à l'entrée (peel-up) et celui à la sortie (push-out), sont deux mécanismes distincts. On commencera par l'étude du modèle à la sortie qui sera la base du modèle à l'entrée.

3.1.1.1. Modèle à la sortie (Push-out model)

Durant le processus de perçage, le foret exerce toujours une force axiale compressive sur la plaque. Cette force peut provoquer un délaminage à la sortie du trou. A une valeur critique de cette force correspond une énergie critique de délaminage.

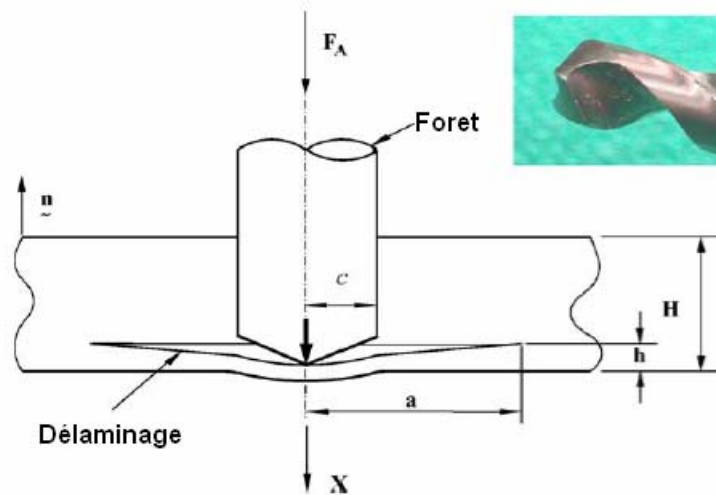


Figure I. 5 : Modèle circulaire pour l'analyse du délaminage (foret hélicoïdal).[5]

La Figure I. 5 décrit le modèle de délaminage d'un matériau isotrope. Le centre de la plaque est chargé par le foret hélicoïdal de diamètre d (rayon c). F_A est la force axiale, X est le déplacement du foret, H est l'épaisseur de la plaque, h est l'épaisseur non percée (ou restante) et a est le rayon du délaminage. L'équation de la conservation de l'énergie s'écrit [5] :

$$\delta W = 0 \Rightarrow G_{IC} \cdot dA = F_A dX - dU \quad (I.1)$$

Avec :

- * δW est la variation de l'énergie totale,
- * G_{IC} est l'énergie critique de propagation des fissures par unité de surface en mode I,
- * dU est la variation de l'énergie,
- * dA la variation de la surface de la fissure du délaminage,
- * dX le déplacement associé à la charge F_A .

La variation de la surface de la fissure peut être simplement calculée :

$$dA = \pi(a + da)^2 - \pi a^2 = 2\pi a da + \pi da^2 \approx 2\pi a da \quad (I.2)$$

En négligeant πda^2 par rapport à $2\pi a da$. Pour une surface plane circulaire encastrée et chargée par une force ponctuelle centrée, l'énergie U emmagasinée est [5] :

$$U = \frac{8\pi MX^2}{a^2} \quad (I.3)$$

M étant la rigidité par unité de largeur du matériau renforcé des fibres donnée par :

$$M = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \quad (I.4)$$

E est le module d'Young (hypothèse de flexion d'isotropie) et ν est le coefficient de Poisson du matériau. Le déplacement X est :

$$X = \frac{F_A a^2}{16\pi M} \quad (I.5)$$

En remplaçant chaque terme par sa valeur dans l'équation (I.1), on obtient :

$$F_A = \pi \sqrt{32 G_{IC} M} = \pi \left[\frac{8 G_{IC} E h^3}{3(1-\nu^2)} \right]^{1/2} \quad (I.6)$$

Pour éviter le délaminage durant le perçage, la force axiale appliquée ne doit pas dépasser cette valeur critique qui est une fonction des propriétés du matériau ainsi que de l'épaisseur restante non percée h.

Différentes géométries d'outils ont été élaborées pour réduire le délaminage à la sortie en cherchant à diminuer la force axiale appliquée ou visant à répartir l'effort sur toute la surface.

3.1.1.2. Modèle à l'entrée (Peel-up model)

L'arête de coupe principale du foret hélicoïdal abrase le premier pli à l'entrée. Par la suite, du fait de l'angle d'hélice, elle tend à attirer les fibres coupées vers le haut le long de l'outil [14]. Cette action introduit une force de traction qui tend à arracher les premiers plis (Figure I. 6).

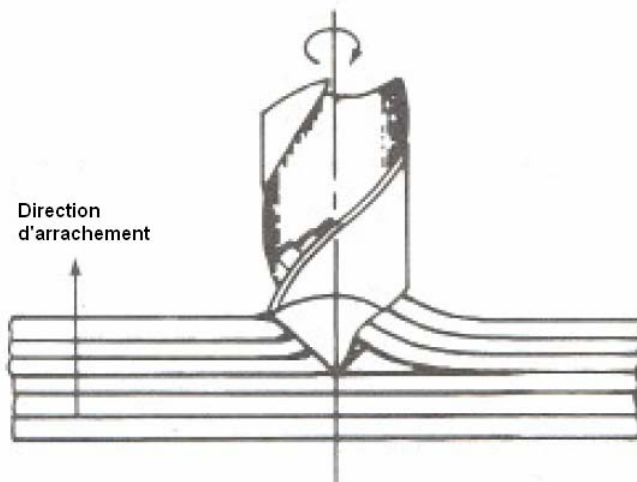


Figure I. 6 : Délaminage à l'entrée de la plaque (Peel-up). [14]

En suivant la même démarche de résolution que pour le modèle de délaminage à la sortie, et avec le même principe de propagation des fissures, on suppose qu'une force critique axiale de pelage F_P est reliée à la force critique horizontale de coupe F_C par le facteur défini par [14] :

$$k_p = \frac{F_C}{F_P} \quad (I.7)$$

Où k_p s'appelle facteur d'arrachement (peeling factor). Ce facteur dépend de la géométrie de l'outil et du frottement entre l'outil et la plaque. Un modèle éléments finis peut être utilisé pour déterminer ce facteur [14].

Le mécanisme de tirage des plis en mode I, comme il est modélisé à la sortie, est supposé applicable pour le délaminage à l'entrée. La force axiale F_A du modèle à la sortie est remplacée par la force de traction F_P dans le modèle. En remplaçant F_P par F_A déjà calculée dans l'équation (I.6), de même en remplaçant l'épaisseur restante par l'épaisseur percée, la force critique du début de délaminage à l'entrée s'écrit [14] :

$$F_C = k_p \pi \left[\frac{8 G_{IC} E (H-h)^3}{3(1-\nu^2)} \right]^{1/2} \quad (I.8)$$

H étant l'épaisseur de la plaque utilisée.

3.1.2. Outil scie (saw drill)

Parmi les outils qui limitent le délaminage en sortie de trou, il existe les outils scie. La forme de cet outil est montrée sur la Figure I. 7. Cet outil présente la plus grande force critique parmi les outils étudiés dans la littérature [24]. Ceci peut s'expliquer par le fait que le chargement appliqué par cet outil lors du perçage est un chargement linéaire circulaire (Figure I. 7).

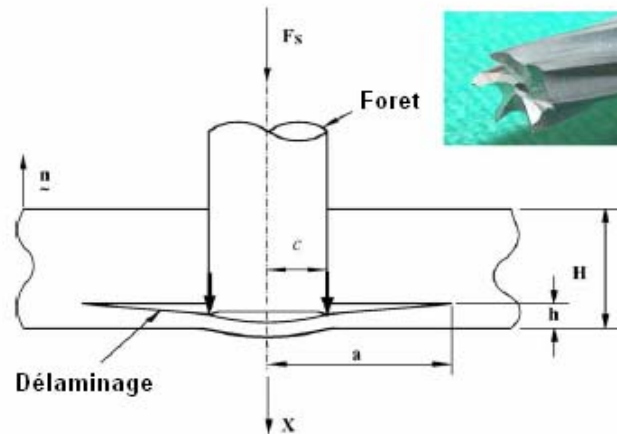


Figure I. 7 : Modèle de délaminage, outil scie [5].

Le modèle de délaminage pour un outil scie est montré sur la Figure I. 7, avec (c) le rayon d'application de la charge et a le rayon de la fissure, F_s est la force axiale, X le déplacement axial de l'outil, H l'épaisseur de l'éprouvette et h l'épaisseur restante. L'outil scie offre une meilleure qualité de trou [5] dans les matériaux composites. Une des raisons est que l'outil scie distribue la charge axiale sur la périphérie du trou, contrairement au foret hélicoïdal qui impose une force axiale ponctuelle centrée. En utilisant le même principe de conservation d'énergie, la force axiale critique de délaminage de l'outil scie est [5] :

$$F_s = \frac{\pi \sqrt{32 G_{IC} M}}{1-s^2} \quad (I.9)$$

Avec $s = c / a$.

En prenant le foret hélicoïdal comme foret de référence, une comparaison sera faite entre les forces critiques des différents outils. Sur la Figure I. 8, le rapport des forces critiques de l'outil scie et du foret hélicoïdal est montré. Sur cette figure, on remarque que la force critique de l'outil scie augmente avec le rapport s du rayon de l'outil sur la longueur des fissures. Pour un rapport s inférieur à 0,4 (longueur de la fissure importante par rapport au rayon de l'outil), l'outil scie et le foret hélicoïdal présentent le même effort critique. Ceci s'explique par la distance importante entre le point d'application de l'effort et le front de la fissure (modélisé par un encastrement). Lorsque ce rapport devient important, la force critique correspondante à l'outil scie devient supérieure à celle du foret hélicoïdal. L'outil scie semble donc plus performant que le foret hélicoïdal vis-à-vis du délaminage. Cependant, les efforts générés par ces deux outils lors du perçage doivent être comparés également afin d'en tirer des conclusions sur le délaminage engendré.

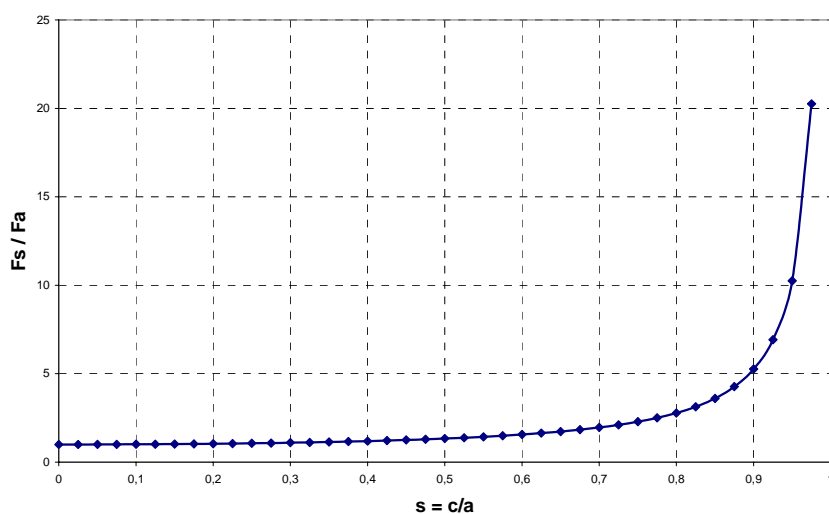


Figure I. 8 : Rapport des forces critiques de l'outil scie et du foret hélicoïdal

3.1.3. Trépan à concrétion diamantée (core drill)

La forme générale de ces outils est celle d'un tube. Ces outils ne présentent pas d'âme, ce qui évite d'extruder la matière en créant une force ponctuelle concentrique.

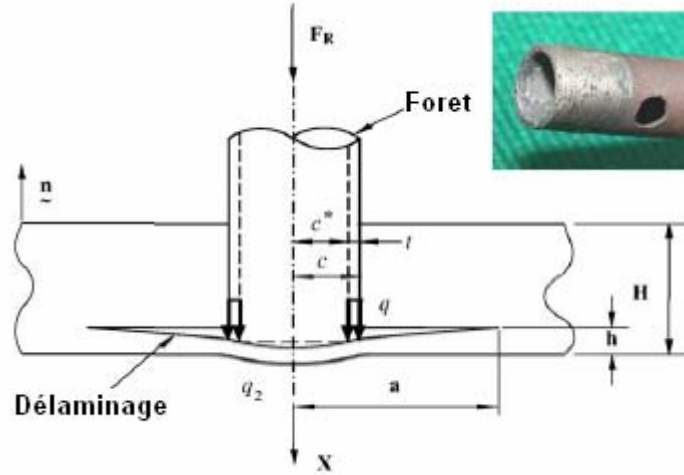


Figure I. 9 : Modèle de délaminage utilisant les trépan à concrétion diamantée [5]

Une approche numérique simple [25] a été faite pour prédire la force axiale critique de délaminage à la sortie de la plaque en utilisant les trépan à concrétion diamantée. La Figure I. 9 montre le délaminage d'une plaque composite en utilisant cet outil. Avec une surface de contact circulaire entre le trépan et la plaque, la force axiale exercée est considérée comme une charge uniformément répartie sur la circonférence de l'outil.

Sur la Figure I. 9, a est le rayon de la fissure circulaire lors du délaminage, c et c^* sont respectivement le rayon extérieur et le rayon intérieur d'application de la charge, t est l'épaisseur de la couronne sur laquelle s'applique la charge. H est l'épaisseur totale de la plaque et h est l'épaisseur restante non percée. La force axiale appliquée est notée F_R et la charge répartie le long de l'outil q . On définit β comme étant le rapport de l'épaisseur sur c ($\beta = t/c$) et s comme étant le rapport de c sur le rayon de la fissure ($s = c/a$). La force axiale critique de délaminage sera alors [5] :

$$F_R = \pi \left\{ \frac{32 G_{IC} M}{1 - \left[\left(2 - 2\beta + \frac{3\beta^2}{2} \right) + \frac{4(1-\beta)^2 \ln(1-\beta)}{\beta(2-\beta)} \right] s^2 + \left[\frac{(2 - 4\beta + 5\beta^2 - 3\beta^3 + \beta^4)}{2} + \frac{2(1-\beta)^2 (2 - 2\beta + \beta^2) \ln(1-\beta)}{\beta(2-\beta)} \right] s^4} \right\}^{1/2} \quad (I.10)$$

Pour comparer cette force avec celle obtenue pour les forets hélicoïdaux (I.6) en gardant les mêmes propriétés de matériau de la plaque, on calcule leur rapport qui est fonction de s et β :

$$\frac{F_R}{F_A} = \frac{1}{\sqrt{1 - \left[\left(2 - 2\beta + \frac{3\beta^2}{2} \right) + \frac{4(1-\beta)^2 \ln(1-\beta)}{\beta(2-\beta)} \right] s^2 + \left[\frac{(2 - 4\beta + 5\beta^2 - 3\beta^3 + \beta^4)}{2} + \frac{2(1-\beta)^2 (2 - 2\beta + \beta^2) \ln(1-\beta)}{\beta(2-\beta)} \right] s^4}} \quad (I.11)$$

Pour un rapport β très faible, le trépan se comporte comme un outil scie (chargement linéique circulaire) ; et pour un rapport β proche de 1, le trépan se comporte comme un cylindre (chargement totalement réparti sur toute la surface) (Figure I. 10). Le rapport des forces critiques présente un minimum en fonction de β . Sur la Figure I. 10, on remarque que ce rapport diminue quand β augmente jusqu'à 0,35 puis à partir de cette valeur il augmente pour atteindre un maximum pour $\beta = 0,9$. D'autre part, on remarque que plus le rapport s est grand (longueur de fissure proche du rayon de l'outil), plus la différence entre ces forces critiques est importante. Enfin, le trépan présente une force axiale critique de délaminage plus grande que celle du foret hélicoïdal, ce résultat s'accorde bien avec les expériences industrielles [25]. De même, les efforts générés lors du perçage doivent être comparés.

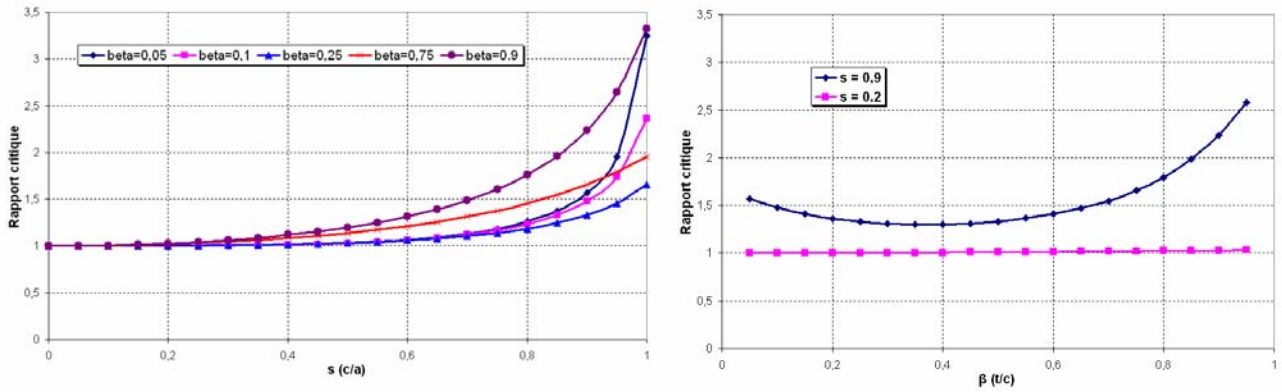


Figure I. 10 : Rapport des forces critiques du trépan et du foret hélicoïdal en fonction de s et de β

3.1.4. Trépan à concrétion diamantée avec foret central (core centre drill)

Cet outil résulte de l'assemblage d'un foret hélicoïdal centré dans un trépan tubulaire. La partie active du trépan est constituée de concrétions diamantées (Figure I. 11). La charge est distribuée en un chargement ponctuel (p_1) appliqué au centre et un chargement (p_2) uniformément réparti à la circonférence (Figure I. 11). Ceci donne une meilleure distribution de charge axiale ce qui réduit le délaminage.

Utilisant toujours le même modèle de délaminage en appliquant l'équation de la conservation de l'énergie, la force axiale critique de délaminage s'écrit [18] :

$$F_{cc} = \pi(1 + \gamma) \left\{ \frac{32G_{ic}M}{1 + \gamma^2 \left\{ 1 - \left[\left(2 - 2\beta + \frac{3\beta^2}{2} \right) + \frac{4(1 - \beta)^2}{\beta(2 - \beta)} \ln(1 - \beta) \right] s^2 + \left[\frac{(2 - 4\beta + 5\beta^2 - 3\beta^3 + \beta^4)}{2} + \frac{2(1 - \beta)^2(2 - 2\beta + \beta^2)}{\beta(2 - \beta)} \ln(1 - \beta) \right] s^4 \right\}} \right\}^{1/2} \quad (I.12)$$

Avec $s = c/a$, γ le rapport des efforts repartis sur l'effort ponctuel centré ($\gamma = p_2/p_1$) et β le rapport de l'épaisseur sur le rayon externe de l'outil ($\beta = t/c$).

Le diamètre du foret interne n'intervient pas dans l'expression de la force critique de cet outil. Ceci est dû au fait que la partie interne de l'outil est modélisée par un chargement ponctuel appliqué au centre indépendant du diamètre.

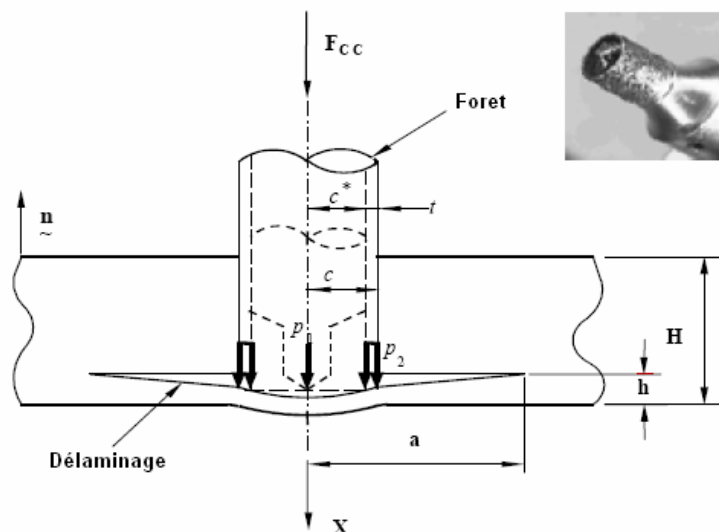


Figure I. 11 : Modèle de délaminage du trépan avec foret central [18]

Le rapport des forces critiques de cet outil et du foret hélicoïdal s'écrit alors :

$$\frac{F_{cc}}{F_A} = (1 + \gamma) \left\{ 1 + \gamma^2 \left\{ 1 - \left[\left(2 - 2\beta + \frac{3\beta^2}{2} \right) + \frac{4(1 - \beta)^2}{\beta(2 - \beta)} \ln(1 - \beta) \right] s^2 + \left[\frac{(2 - 4\beta + 5\beta^2 - 3\beta^3 + \beta^4)}{2} + \frac{2(1 - \beta)^2(2 - 2\beta + \beta^2)}{\beta(2 - \beta)} \ln(1 - \beta) \right] s^4 \right\} \right\}^{-1/2} \quad (I.13)$$

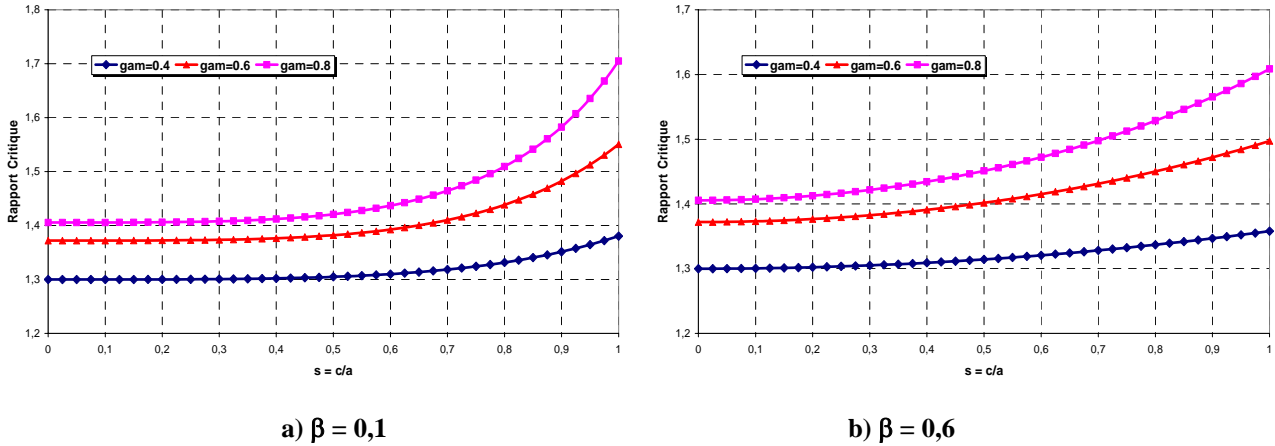


Figure I. 12 : Rapport des efforts critiques du Trépan à concrétion diamantée avec foret central et du foret hélicoïdal

La comparaison des courbes du rapport des efforts critiques montre que l'effort critique de délaminage du trépan avec foret central est peu influencé par le coefficient β . Cet effort est plus influencé par le coefficient γ . Il augmente avec γ . Une valeur de γ égale à 0 correspond au cas d'un foret hélicoïdal. Ceci montre que plus le chargement ponctuel appliqué au centre est faible plus l'effort critique est important (résistance au délaminage plus importante).

3.1.5. Trépan avec outil scie interne (core saw drill)

Cet outil est un trépan avec un outil scie interne pour permettre une bonne distribution de la charge. Ce chargement est reparti sur les deux circonférences des deux diamètres comme montré sur la Figure I. 13. Pour pouvoir comparer les résultats de la force critique de cet outil avec ceux des forets hélicoïdaux, on utilise le même principe de modélisation déjà proposé. La Figure I. 13 montre le délaminage au voisinage du trou lors de la sortie du foret, ainsi que les forces réparties sur les deux circonférences : c^* le rayon intérieur et c le rayon extérieur. b est le rayon de la tête scie, t^* la différence entre c^* et b ($t^* = c^* - b$), et φ le rapport entre t^* et le rayon de l'outil ($\varphi = t^* / c$).

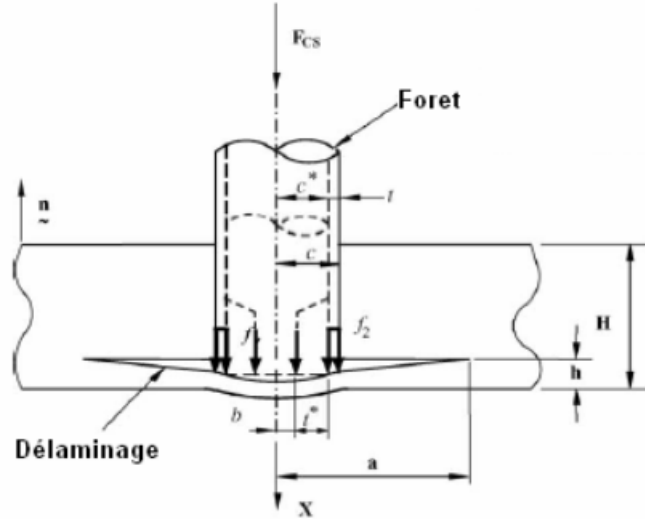


Figure I. 13 : Modèle de délaminage, trépan avec outil scie interne [26]

En utilisant la méthode de superposition, la force axiale F_{CS} s'écrit comme suit :

$$F_{CS} = f_1 + f_2 \quad (I.14)$$

Avec f_1 la force linéaire circulaire et f_2 la force surfacique. Avec une différence de diamètre entre les deux circonférences, on peut écrire :

$$f_2 = \eta f_1 \quad (I.15)$$

Avec η le coefficient de proportionnalité.

La tête de l'outil étant appuyée sur les derniers plis, on peut considérer que la force axiale f_1 est la seule force qui crée le délaminage, elle est calculée par [26] :

$$f_1 = \pi \left\{ \frac{32 G_{IC} M}{1 + \eta^2 \left\{ 1 - \left[\left(2 - 2\beta + \frac{3\beta^2}{2} \right) + \frac{4(1-\beta)^2}{\beta(2-\beta)} \ln(1-\beta) \right] s^2 + \left[\frac{(2-4\beta+5\beta^2-3\beta^3+\beta^4)}{2} + \frac{2(1-\beta)^2(2-2\beta+\beta^2)}{\beta(2-\beta)} \ln(1-\beta) + \eta^2(1-\beta-\phi) \right] s^4 \right\}} \right\}^{1/2} \quad (I.16)$$

En remplaçant (I.15) et (I.16) dans (I.14), on obtient la force critique axiale du trépan avec un outil scie interne comme suit :

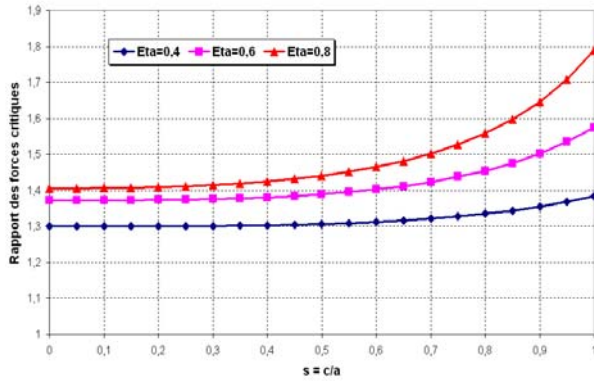
$$F_{CS} = \pi(1+\eta) \left\{ \frac{32 G_{IC} M}{1 + \eta^2 \left\{ 1 - \left[\left(2 - 2\beta + \frac{3\beta^2}{2} \right) + \frac{4(1-\beta)^2}{\beta(2-\beta)} \ln(1-\beta) \right] s^2 + \left[\frac{(2-4\beta+5\beta^2-3\beta^3+\beta^4)}{2} + \frac{2(1-\beta)^2(2-2\beta+\beta^2)}{\beta(2-\beta)} \ln(1-\beta) + \eta^2(1-\beta-\phi) \right] s^4 \right\}} \right\}^{1/2} \quad (I.17)$$

Le rapport de cette force axiale avec celle du foret hélicoïdal s'écrit [26] :

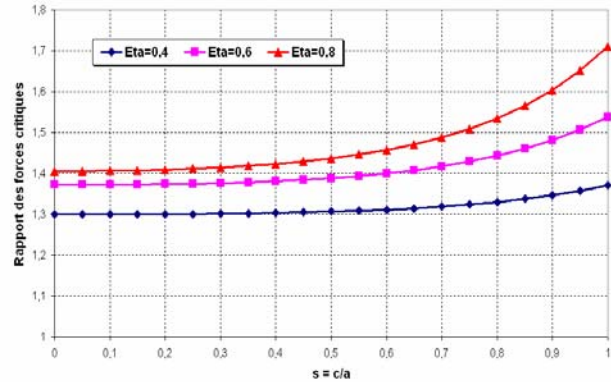
$$\frac{F_{CS}}{F_A} = \frac{(1+\eta)}{\sqrt{1 + \eta^2 \left\{ 1 - \left[\left(2 - 2\beta + \frac{3\beta^2}{2} \right) + \frac{4(1-\beta)^2}{\beta(2-\beta)} \ln(1-\beta) \right] s^2 + \left[\frac{(2-4\beta+5\beta^2-3\beta^3+\beta^4)}{2} + \frac{2(1-\beta)^2(2-2\beta+\beta^2)}{\beta(2-\beta)} \ln(1-\beta) + \eta^2(1-\beta-\phi) \right] s^4 \right\}}} \quad (I.18)$$

Les courbes des rapports des efforts axiaux critiques pour les trépans avec un outil scie interne sont montrées sur la Figure I. 14 en faisant varier deux paramètres $\beta = t/c$ et $\phi = t^*/c$. Avec une force axiale totale distribuée le long de la périphérie de l'outil avec un rapport η , ils présentent

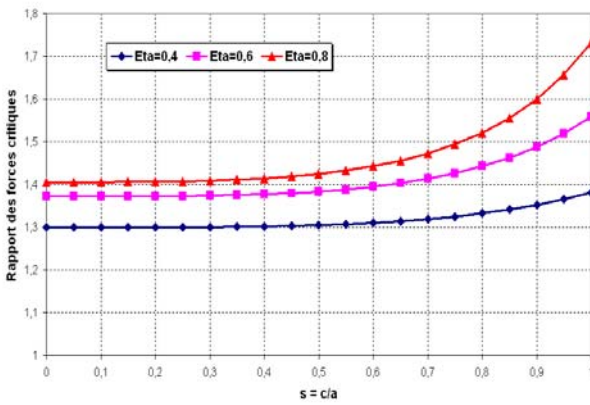
une plus grande force axiale critique pour la même propagation de délaminage qu'un foret hélicoïdal.



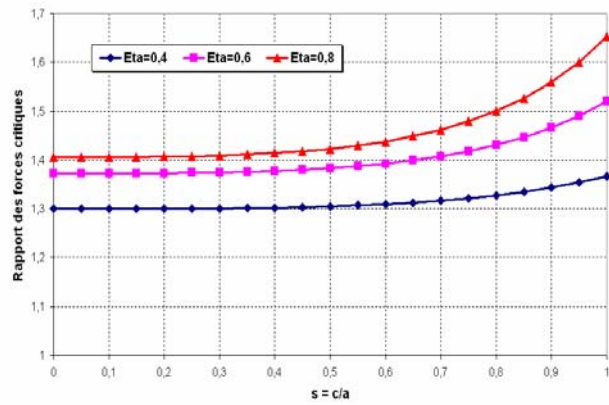
a) $\beta = 0.1$ et $\varphi = 0.2$



b) $\beta = 0.2$ et $\varphi = 0.2$



c) $\beta = 0.1$ et $\varphi = 0.6$



d) $\beta = 0.2$ et $\varphi = 0.6$

Figure I. 14 : Rapport des forces critiques du trépan avec outil scie interne et du foret hélicoïdal en fonction des différents paramètres

La Figure I. 14 montre que les coefficients β et φ ne présentent pas une influence importante sur l'effort critique de délaminage. Ces coefficients sont liés par la relation suivante :

$$\beta + \varphi = 1 - \frac{b}{c} \quad (I.19)$$

On peut conclure aussi que plus la charge est distribuée le long de la périphérie (β et φ petits, η grand), plus la force critique est grande. Pour une valeur de β très faible et une valeur de φ égale à zéro, l'outil correspond à un outil scie. Pour une valeur nulle de b , cet outil correspond à un trépan simple.

3.1.6. Foret spiropointe (candle stick drill)

Le foret spiropointe est une variante de l'outil scie (Figure I. 15). Ce type de forets est largement utilisé pour le perçage des matériaux composites. La force axiale de ce foret peut être considérée comme une force concentrée (p_1) plus une force distribuée circulaire (p_2), comme montré sur la Figure I. 15. En utilisant la méthode de superposition, la force axiale F_C peut s'exprimer :

$$F_C = p_1 + p_2 \quad (I.20)$$

D'autre part, un rapport d'effort α est proposé [11] comme suit :

$$p_2 = \alpha p_1 \quad (I.21)$$

La force axiale critique p_1 peut être calculée en appliquant le principe de conservation d'énergie comme précédemment [11] :

$$p_1 = \pi \sqrt{\frac{32G_{IC}M}{1 + \alpha^2(1 - 2s^2 + s^4)}} \quad (I.22)$$

En remplaçant (I.21) et (I.22) dans l'équation (I.20), on trouve :

$$F_C = \pi(1 + \alpha) \sqrt{\frac{32G_{IC}M}{1 + \alpha^2(1 - 2s^2 + s^4)}} \quad (I.23)$$

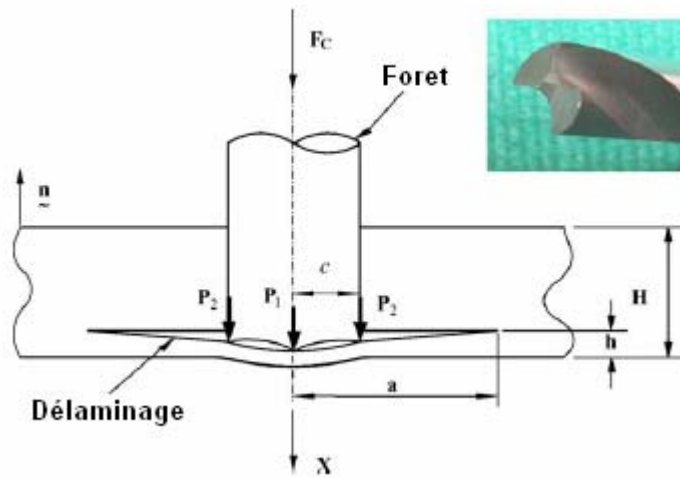


Figure I. 15 : Modèle de délaminage, foret spiropointe [27]

La comparaison avec l'effort axial critique du foret hélicoïdal F_A donne :

$$\frac{F_C}{F_A} = \frac{1 + \alpha}{\sqrt{1 + \alpha^2(1 - 2s^2 + s^4)}} \quad (I.24)$$

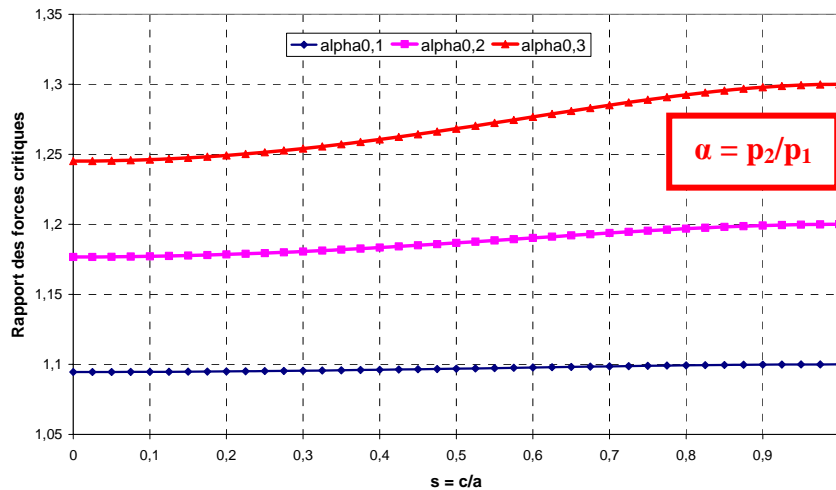


Figure I. 16 : Rapport des forces critiques du foret spiropointe

La Figure I. 16 montre l'évolution du rapport de la force critique du foret spiropointe sur celle d'un foret hélicoïdal en fonction du rapport s et du rapport α . On remarque que plus la force répartie sur la périphérie du foret est grande par rapport à la force ponctuelle centrée (α grand), plus la force critique est grande et meilleure est la résistance au délaminage. De plus, pour un rapport α grand, la force axiale critique augmente avec le rapport s .

Après avoir passé en revue différentes géométries d'outils pour le perçage des matériaux composites rencontrés dans la littérature, nous allons nous intéresser plus particulièrement à l'influence de l'anisotropie du matériau usiné sur la modélisation du chargement.

3.2. Effet de l'anisotropie sur l'effort critique :

Un matériau composite peut être défini d'une manière générale comme l'assemblage de deux ou plusieurs matériaux. Les matériaux composites unidirectionnels sont les matériaux qui nous concernent plus particulièrement. Dans une nappe unidirectionnelle, les fibres sont positionnées parallèlement les unes par rapport aux autres. Les matériaux ainsi obtenus sont très hétérogènes et anisotropes. Jusqu'à présent, dans tous les modèles que l'on a utilisés, on a considéré que le matériau composite est isotrope, alors qu'en réalité chaque pli du matériau composite stratifié est fortement anisotrope du fait des rigidités de flexion transverse et parallèle différentes. Le matériau composite unidirectionnel peut être considéré orthotrope (deux plans de symétrie de comportement) ce qui donne une force axiale critique différente de celle obtenue avec un matériau isotrope. La force critique relative aux matériaux composites a été calculée suivant deux hypothèses :

3.2.1. Hypothèse de charge concentrée

Du fait de l'orthotropie du matériau composite, une forme réelle elliptique de la zone de délaminage d'un matériau composite anisotrope est rencontrée [28] en perçage comme montré sur la Figure I. 17. (a) et (b) sont les rayons du délaminage dans les directions parallèles et transverses des fibres.

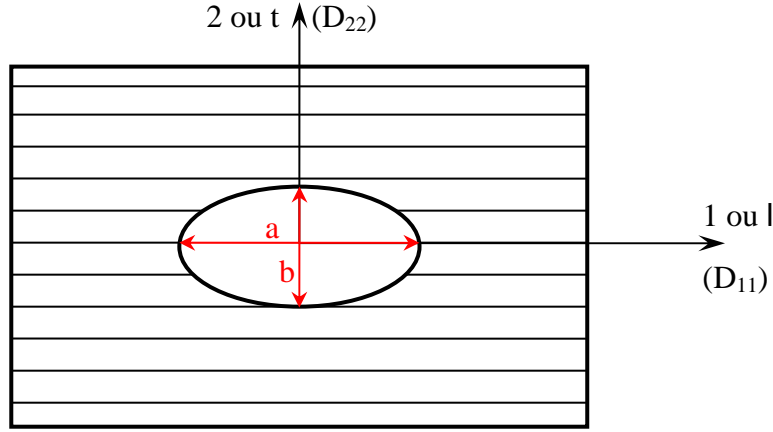


Figure I. 17 : Forme elliptique de la zone de délaminage du matériau composite anisotrope [28]

En se basant toujours sur l'équation de conservation de l'énergie, et en mettant en évidence l'action de l'âme seule, la force axiale critique de délaminage, supposée concentrée dans un premier temps, pour un matériau composite anisotrope s'écrit [28] :

$$F_{ZC} = 3\pi(b/a) \left\{ \frac{G_{IC}h^3}{6(1-\nu_{12}\nu_{21})} \left[E_{11} + 2/3(a/b)^2 (E_{22}\nu_{12} + 2G_{12}(1-\nu_{12}\nu_{21})) + E_{22}(a/b)^4 \right] \right\}^{1/2} \quad (I.25)$$

Avec E_{11} et E_{22} les modules d'élasticité dans le sens longitudinal et transversal des fibres.

De même, une autre expression d'effort critique de délaminage a été développée pour un matériau orthotrope en utilisant le même principe de conservation d'énergie [3] :

$$F_{ZC'} = 4\pi \left(\frac{G_{IC}D}{(1)-(3D'/8D)} \right)^{1/2} \quad (I.26)$$

Avec D et D' sont respectivement,

$$D = \frac{1}{8}(3D_{11} + 2D_{12} + 4D_{66} + 3D_{22}) \quad (I.27)$$

$$D' = \frac{D_{11} + D_{22}}{2} + \frac{D_{12} + D_{66}}{3} \quad (I.28)$$

Avec :

$$|D_{ij}| = \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k \left(\frac{Z_k^3 - Z_{k-1}^3}{3} \right) \quad (I.29)$$

Les n plis ont une altitude du plan médian du stratifié de Z_k et avec [8] :

$$\begin{aligned} Q_{11} &= \frac{E_l}{1-\nu_{lt}\nu_{tl}}, Q_{22} = \frac{E_t}{1-\nu_{lt}\nu_{tl}} \\ Q_{12} &= \frac{\nu_{tl}E_l}{1-\nu_{lt}\nu_{tl}} = \frac{\nu_{lt}E_t}{1-\nu_{lt}\nu_{tl}}, Q_{66} = G_{lt} \end{aligned} \quad (I.30)$$

3.2.2. Hypothèse de charge répartie

Le contact entre l'outil et le matériau est modélisé maintenant par une charge uniformément répartie de résultante F_Z . En appliquant une approche énergétique basée sur le principe du travail virtuel de la partie équilibrée de l'éprouvette et en prenant le rayon du trou a comme paramètre virtuel, on peut écrire [5] :

$$\delta W = \delta U + \delta U_d \quad (I.31)$$

δW est le travail des forces extérieures, δU est la variation de l'énergie potentielle et δU_d est l'énergie absorbée lors de la propagation de la fissure. En remplaçant chaque terme par sa valeur pour un matériau orthotrope, on obtient enfin la force axiale critique d'un chargement uniformément réparti sur toute la plaque [1] :

$$F_Z = 8\pi \left(\frac{G_{IC} D}{(1/3) - (D'/8D)} \right)^{1/2} \quad (I.32)$$

3.2.3. Comparaison d'effort critique d'un matériau isotrope et orthotrope

Les efforts critiques de délaminage lors du perçage d'un matériau isotrope et d'un matériau orthotrope sont comparés pour un chargement ponctuel appliqué au centre. Un exemple de matériau isotrope en aluminium ($G_{IC} = 20\,000 \text{ J/m}^2$, $E = 70 \text{ GPa}$, $\nu = 0,3$) et de matériau orthotrope en carbone époxy (T800/M21 : $G_{IC} = 800 \text{ J/m}^2$, $E_l = 160 \text{ GPa}$, $E_t = 7,8 \text{ GPa}$, $G_{lt} = 5,2 \text{ GPa}$, $\nu_{lt} = 0,4$) est pris. Sur la Figure I. 18, l'effort critique du perçage des deux matériaux est tracé en fonction de l'épaisseur restante non usinée. Cet effort critique est plus important pour le perçage d'un matériau isotrope. Ceci montre que le matériau isotrope présente une résistance au délaminage plus importante que le matériau orthotrope. Le matériau composite peut être alors délaminé en appliquant un plus faible effort axial. Donc, l'anisotropie présente une influence importante sur l'effort critique de délaminage. Pour cela, un tissu taffetas placé à l'entrée et à la sortie de la plaque minimise le délaminage.

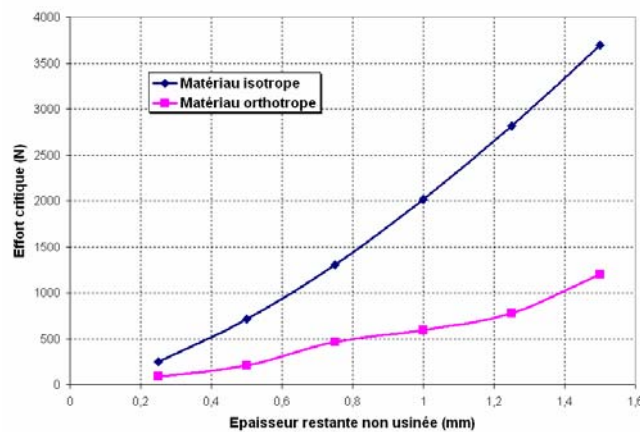


Figure I. 18 : Comparaison des efforts critiques du perçage d'un matériau isotrope et d'un matériau orthotrope

3.3. Effet du support (Backup plate) sur l'effort critique :

Nous avons vu que le délaminage à la débouchure du trou est un des problèmes importants dans le perçage des matériaux composites. Les trépan à concrétion diamantée et les outils scie produisent moins de délaminage que les forets hélicoïdaux en distribuant la charge axiale

sur la périphérie de l'outil, ce qui augmente la force axiale critique d'apparition du délaminage en sortie de trou. Nous nous limiterons dans cette partie à l'étude de ces deux outils.

Le délaminage peut être réduit ou éliminé en utilisant un support qui limite la déflexion du matériau composite qui provoque à son tour le délaminage à la sortie. Pour qualifier l'influence de ce support, nous comparerons les efforts axiaux critiques de délaminage à la sortie. Le principe de conservation d'énergie du modèle analytique est également utilisé pour le perçage avec support.

3.3.1. Outil scie (Saw drill)

La Figure I. 19 montre le modèle de délaminage en perçage avec un outil scie d'un matériau composite avec un support. La force F_{SF} est la réaction du support sur la pièce et elle est égale à la force axiale de l'outil. La force critique de délaminage est calculée par le même principe de conservation d'énergies [24] :

$$F_{SF} = \frac{\pi}{2s^2 |\ln s|} \sqrt{32G_{IC}M} \quad (I.33)$$

Comparons cette force avec celle obtenue sans support (I.9) en faisant le rapport des deux forces critiques :

$$\frac{F_{SF}}{F_S} = \frac{\sqrt{1-2s^2+s^4}}{2s^2 |\ln s|} \quad (I.34)$$

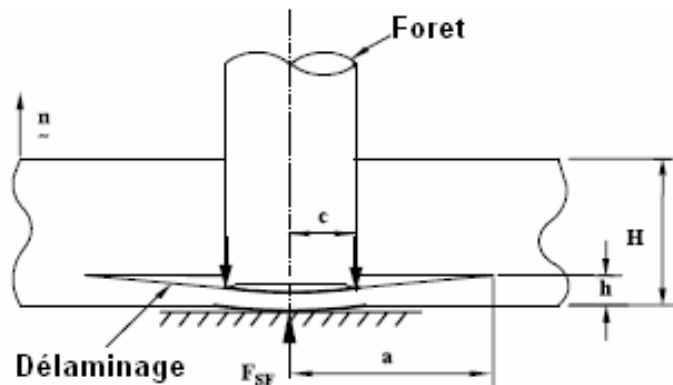


Figure I. 19 : Modèle de délaminage, outil scie avec support [24]

Une comparaison des forces critiques théoriques entre le perçage avec et sans support en fonction du diamètre du trou et de la longueur de la fissure est faite sur la Figure I. 20-a en prenant l'exemple d'un matériau en aluminium ($G_{IC} = 20\,000 \text{ J/m}^2$, $E = 70 \text{ GPa}$, $\nu = 0,3$). La différence de la force critique de l'outil avec support et celle sans support est faible lorsque $s \geq 0.9$. La force critique avec support augmente rapidement au maximum quand s tend vers 0 ou quand le rayon du trou devient trop petit. De plus, quand $s = 1$ la longueur des fissures est égale au rayon du trou, ce qui rend très difficile la propagation de la fissure, ce qui explique bien l'augmentation théorique infinie de la force dans ce cas. Entre 0 et 1 la force critique avec support présente un minimum à un certain s . En effet, pour un rapport s faible (longueur de la fissure importante par rapport au rayon de l'outil), une faible partie de l'effort est transmise au front de la fissure, ce qui génère un effort critique élevé. Le rapport des deux efforts est présenté sur la Figure I. 20-b. Ce rapport est toujours supérieur à 1.

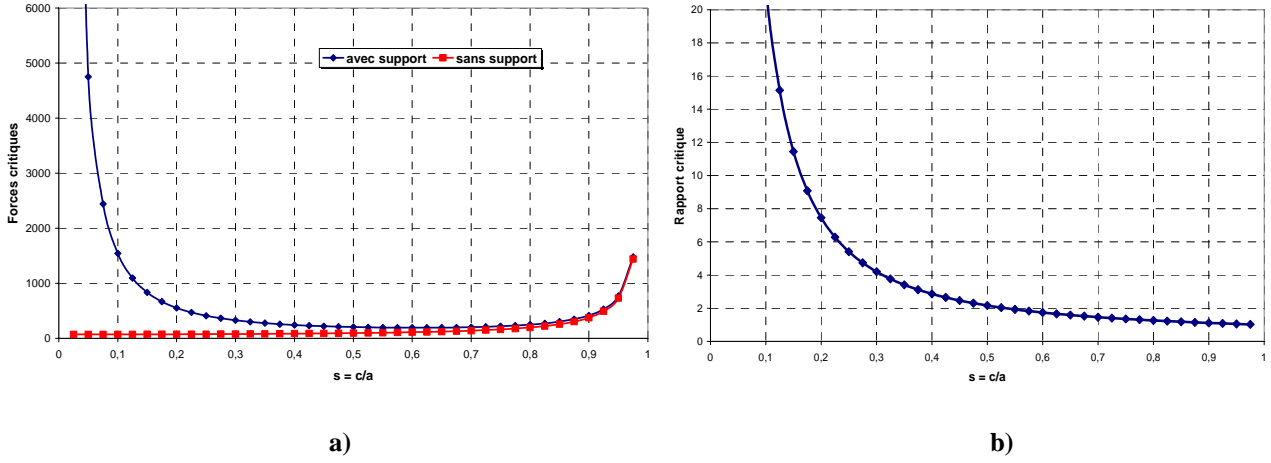


Figure I. 20 : a) Efforts critiques théoriques avec et sans support d'un outil scie, b) Rapport des deux efforts

3.3.2. Trépan à concrétion diamantée (Core drill)

Le modèle de délaminage en perçage à l'aide d'un trépan avec une plaque d'appui à la débouchure de l'outil est montré sur la Figure I. 21.

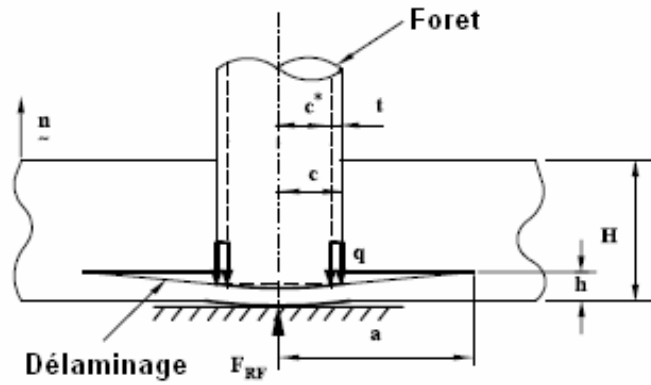


Figure I. 21 : Modèle de délaminage, outil trépan, avec support à la débouchure du trou [25]

Avec c le rayon extérieur d'application de la charge, t l'épaisseur de la couronne sur laquelle s'applique la charge, q la charge répartie sur la périphérie et F_{RF} la réaction du support qui remplace la force axiale, le même principe de conservation d'énergie peut être appliqué et la force axiale critique devient [25] :

$$F_{RF} = \pi \sqrt{\frac{32G_{IC}M}{(k_8 + k_{23} + k_{24} \ln s + k_{25} \ln^2 s)s^4}} \quad (I.35)$$

Avec :

$$k_8 = (2 - \beta)^2 \left[-\frac{1}{4}(2 - 2\beta + \beta^2) \ln \frac{c(1 - \beta/2)}{a} - \frac{(1 - \beta)^4}{\beta(2 - \beta)} \ln(1 - \beta) \ln \frac{c(1 - \beta/2)}{a} \right. \\ \left. + (2 - 2\beta + \beta^2) \ln \frac{c}{a} \ln \frac{c(1 - \beta/2)}{a} \right] \quad (I.36)$$

$$k_{23} = \left[\begin{aligned} & -\frac{1}{2}(2-2\beta+\beta^2) + \frac{1}{16}(2-2\beta+\beta^2)^2 - \frac{(1-\beta)^2}{\beta(2-\beta)}(2-2\beta+\beta^2)\ln(1-\beta) \\ & -\frac{2(1-\beta)^4}{\beta(2-\beta)}\ln(1-\beta) + \frac{(1-\beta)^4}{2\beta(2-\beta)}(2-2\beta+\beta^2)\ln(1-\beta) \\ & -\frac{4(1-\beta)^6}{\beta^2(2-\beta)^2}\ln^2(1-\beta) + \frac{(1-\beta)^8}{2\beta^2(2-\beta)^2}\ln^2(1-\beta) \end{aligned} \right] \quad (I.37)$$

$$k_{24} = \left[\begin{aligned} & 2(2-2\beta+\beta^2) - \frac{1}{2}(2-2\beta+\beta^2)^2 + \frac{2(1-\beta)^2}{\beta(2-\beta)}(2-2\beta+\beta^2)\ln(1-\beta) \\ & -\frac{2(1-\beta)^4}{\beta(2-\beta)}(2-2\beta+\beta^2)\ln(1-\beta) - \frac{8(1-\beta)^6}{\beta^2(2-\beta)^2}\ln^2(1-\beta) \end{aligned} \right] \quad (I.38)$$

$$k_{25} = (2-2\beta+\beta^2)^2 + \frac{8(1-\beta)^2}{\beta(2-\beta)}(2-2\beta+\beta^2)\ln(1-\beta) \quad (I.39)$$

Le rapport de F_{RF} et de F_S des équations (I.35) et (I.10) donne :

$$\frac{F_{RF}}{F_S} = \sqrt{\frac{1 - As^2 + Bs^4}{(k_8 + k_{23} + k_{24} \ln s + k_{25} \ln^2 s)s^4}} \quad (I.40)$$

Avec :

$$\begin{aligned} A &= \left(2 - 2\beta + \frac{3\beta^2}{2}\right) + \frac{4(1-\beta)^2}{\beta(2-\beta)}\ln(1-\beta) \\ B &= \frac{(2 - 4\beta + 5\beta^2 - 3\beta^3 + \beta^4)}{2} + \frac{2(1-\beta)^2(2-2\beta+\beta^2)}{\beta(2-\beta)}\ln(1-\beta) \end{aligned} \quad (I.41)$$

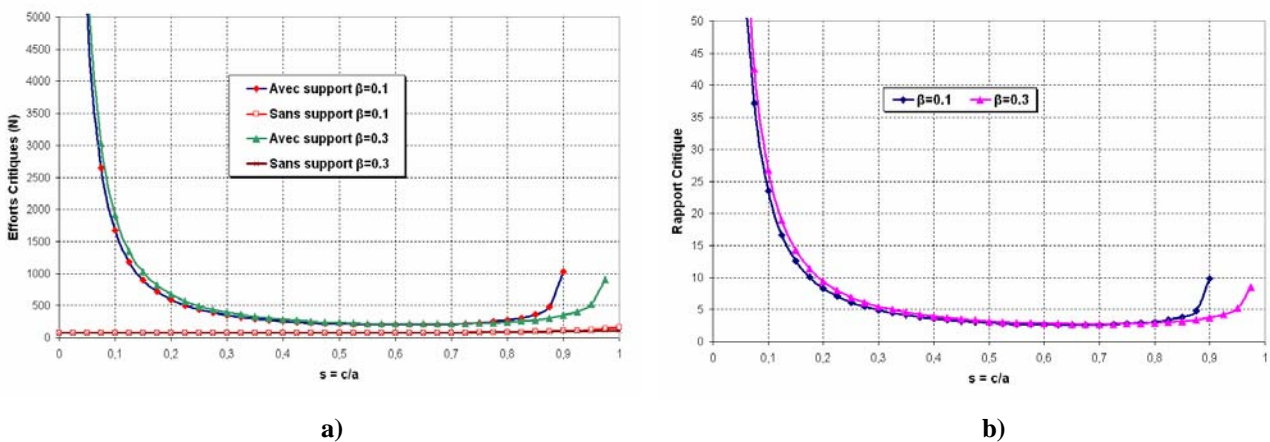


Figure I. 22 : a) Efforts critiques avec et sans support d'un trépan, b) Rapport des deux efforts

La Figure I. 22-a présente les efforts critiques d'un trépan avec et sans support. Les efforts critiques avec support sont plus importants que les efforts sans support. Le rapport des deux efforts critiques est quasi constant (égal 3) pour s compris entre 0,5 et 0,8 (Figure I. 22-b). Ce rapport devient très important pour une faible valeur de s et s compris entre 0,9 et 1. En effet, le perçage avec support pour une longueur de fissure importante par rapport au rayon de l'outil (s

très faible), ainsi que le perçage avec support d'un trou de faible longueur de fissures (a et c sont proches ou s est compris entre 0,9 et 1) donnent des efforts critiques importants.

En conclusion, afin d'avoir un effort critique d'un perçage avec support, la longueur de la fissure doit être proche du rayon de l'outil (s très faible). Une longueur importante de fissure (s important) correspond à un délaminage important. Le cas d'une longueur faible de fissure peut être obtenu en augmentant la réaction du support (F_{RF}). Cet effort est important si les deux plaques (composite et support) sont bien serrées.

Après l'étude de l'influence d'un support de perçage, nous nous intéressons à l'effet de l'excentration de l'âme du foret.

3.4. Effet de l'excentration de l'âme d'un foret sur l'effort critique :

Comme nous l'avons vu précédemment durant le perçage, l'âme du foret tend à extruder la matière dans le sens axial. Ce phénomène est connu sous le nom d'effet de l'âme et a pour effet une augmentation significative de l'effort axial. Deux raisons expliquent ce phénomène : l'absence d'arête de coupe au niveau de l'âme et une vitesse de coupe nulle au centre. Pour limiter l'effet de l'âme, il est possible de la décentrer pour que la vitesse de coupe au niveau de l'âme ne soit pas nulle. L'excentration de l'âme des forets peut se faire sur les forets hélicoïdaux et les forets spiropointes (candle stick drill). Toutefois, cette technologie nécessite le guidage de l'outil (canon de guidage). En effet, l'excentration de l'âme engendre un déséquilibre et une vibration de l'outil ce qui peut provoquer sa rupture.

3.4.1. Foret hélicoïdal

Le modèle de foret hélicoïdal à âme excentrée est montré sur la Figure I. 23, e étant l'excentricité de l'âme et F_{EA} la force axiale critique.

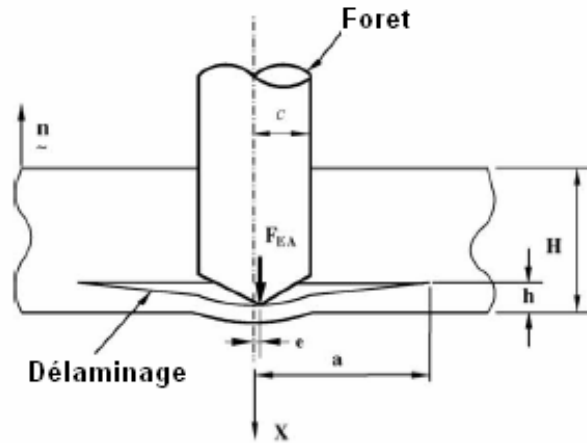


Figure I. 23 : Foret hélicoïdal excentré [27]

La force axiale critique (F_{EA}) de début de la propagation de fissure pour ce foret hélicoïdal est [27] :

$$F_{EA} = \pi \sqrt{\frac{32G_{IC}M}{1 + \frac{11}{4}\xi^2 + 7\xi^4 - 5\xi^2 \ln \xi + (1 + \xi^2)\xi^2 \ln^2 \xi}} \quad (I.42)$$

Avec $\xi = e/a$

En faisant le rapport de la force critique avec celle du foret hélicoïdal sans excentration d'âme (équation (I.6)), on obtient :

$$\frac{F_{EA}}{F_A} = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{11}{4}\xi^2 + 7\xi^4 - 5\xi^2 \ln \xi + (1 + \xi^2)\xi^2 \ln^2 \xi}} \quad (I.43)$$

L'évolution de ce rapport de forces critiques de délaminage en fonction de ξ est présentée sur la Figure I. 24.

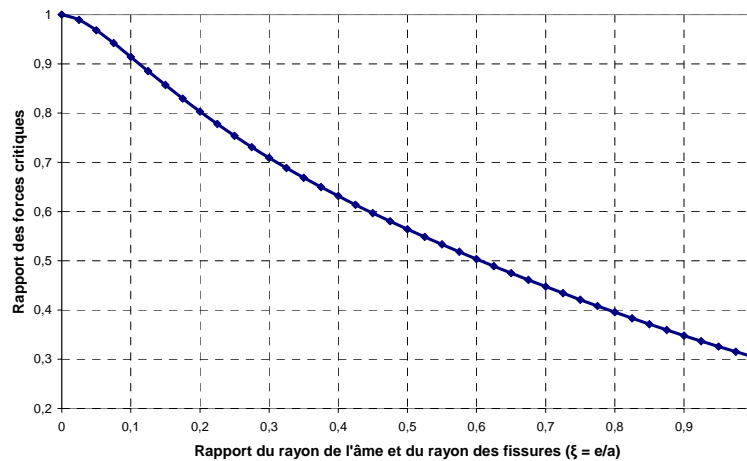


Figure I. 24 : Rapport des forces critiques entre foret hélicoïdal à âme excentrée et non excentrée

On remarque que l'on a toujours un rapport inférieur à 1, c'est-à-dire que la force critique avec une excentration de l'âme est toujours plus petite que celle d'un foret hélicoïdal classique. Ceci s'explique par le fait que les auteurs ont modélisé le chargement engendré par cet outil par un effort ponctuel décentré. Cependant, l'action du foret à âme excentrée pourrait se modéliser par un chargement linéique circulaire, la vitesse de coupe étant bien supérieure à la vitesse d'avance. De plus, l'effort axial en perçage est également plus faible puisque l'excentration de l'âme permet de réduire significativement l'effet de l'âme.

Par ailleurs, le rapport des forces critiques diminue rapidement avec l'augmentation de (ξ). Cela montre qu'une grande excentration de l'âme entraîne une force critique plus petite. Selon Hocheng [27], ce résultat rejoint bien celui de l'expérience, et une excentration importante de l'âme peut produire des fissures qui influent sur la qualité du trou dans les matériaux composites.

3.4.2. Foret spiropointe

La forme géométrique de ces forets tend à diviser la force axiale totale en une force concentrée et une force distribuée sur la périphérie du foret, La cause du délaminage des matériaux composites est surtout imputable à une force concentrée, alors que la distribution des forces tend à diminuer l'effet de la force centrale ; c'est pour cela que les forets spiropointes (candle stick) sont les plus adaptés au perçage des matériaux composites [27]. Une excentration de la pointe centrale de ces forets sera considérée pour prévoir la force critique et pour la comparer à celle sans excentration. La force critique calculée [27] pour ce foret est alors :

$$F_{EC} = \pi(1+\alpha) \sqrt{\frac{32G_{IC}M}{\left[1 + \frac{11}{4}\xi^2 + 7\xi^4 - 5\xi^2 \ln \xi + (1+\xi^2)\xi^2 \ln^2 \xi\right] + \alpha^2(1-2s^2+s^4)}} \quad (I.44)$$

La comparaison de F_{EC} avec la force axiale du foret hélicoïdal F_A de l'équation (I.6) nous donne :

$$\frac{F_{EC}}{F_A} = \frac{(1+\alpha)}{\sqrt{\left[1 + \frac{11}{4}\xi^2 + 7\xi^4 - 5\xi^2 \ln \xi + (1+\xi^2)\xi^2 \ln^2 \xi\right] + \alpha^2(1-2s^2+s^4)}} \quad (I.45)$$

Cela est illustré sur la Figure I. 25.

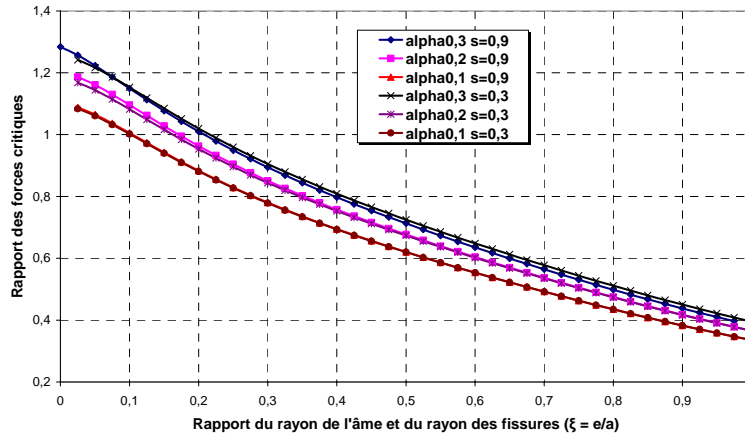


Figure I. 25 : Rapport des forces critiques d'un foret spiropointe

Sur la Figure I. 25, la valeur de la force axiale critique diminue avec l'augmentation de l'excentration, ce qui entraîne un délaminage important en utilisant un foret excentré en perçage. Il n'est, de ce fait, pas recommandé d'utiliser ce type de foret. Cependant, pour un rapport ξ faible ($\xi < 0,1$ ou $\xi < 0,2$), le rapport des forces critiques est supérieur à 1. De plus, plus le rapport α de distribution de charge est grand, plus la force critique est grande. Ce résultat est validé dans tous les modèles.

La force critique de ce foret excentré peut être comparée à celle du même foret spiropointe sans excentricité. Le rapport des efforts critiques dans ce cas sera :

$$\frac{F_{EC}}{F_C} = \sqrt{\frac{1 + \alpha^2(1-2s^2+s^4)}{\left[1 + \frac{11}{4}\xi^2 + 7\xi^4 - 5\xi^2 \ln \xi + (1+\xi^2)\xi^2 \ln^2 \xi\right] + \alpha^2(1-2s^2+s^4)}} \quad (I.46)$$

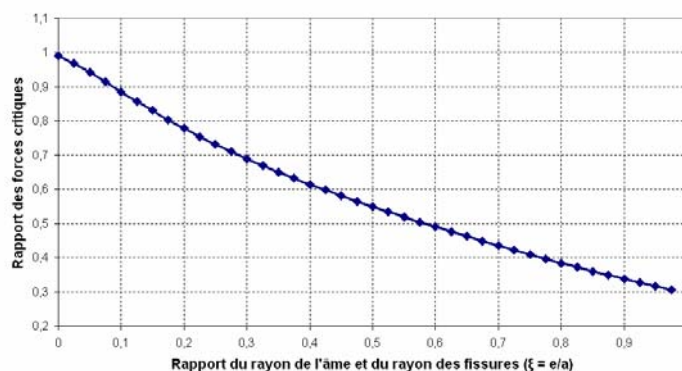


Figure I. 26 : Comparaison des efforts critiques d'un foret spiropointe avec et sans excentricité ($\alpha = 0.3$ et $s = 0.9$)

Sur la Figure I. 26, on retrouve la même allure de courbe. Pour une valeur de $\xi = 0$, les deux forets sont les mêmes (sans excentration) et présentent le même effort critique. Le foret spiropointe excentré présente un effort critique moins important que celui du foret sans excentration. Mais par ailleurs, le foret spiropointe excentré présente un effet d'âme moins important et donc un effort de perçage moins important.

Les expériences pratiques [27] montrent que l'excentration de la pointe du foret peut dégrader la qualité d'un matériau composite. Enfin, l'excentration de l'âme d'un foret hélicoïdal peut déséquilibrer le foret, donc élargir le trou et produire un délaminage plus sérieux.

3.5. Effet de l'Avant-trou sur l'effort critique

3.5.1. Introduction :

En perçage sans avant-trou, le problème de délaminage à l'entrée et à la sortie reste présent. En réalisant un avant-trou, le délaminage est réduit [29]. On utilise l'avant-trou surtout pour éliminer les défauts axiaux produits par l'âme. Le diamètre de l'avant-trou est fixé égal au diamètre de l'âme. Un diamètre plus petit ne peut pas couvrir complètement l'âme, tandis qu'un diamètre plus grand tend à produire du délaminage indésirable en perçant l'avant-trou [12].

Aujourd'hui, au sein du site de Saint Martin du Touch de la société AIRBUS France, le perçage des trous de rivets ou de boulons dans le matériau composite carbone-époxy T800/M21 d'épaisseur 40 mm se fait avec avant-trou afin d'éviter le délaminage, en 3 étapes :

- * Perçage d'un avant-trou,
- * Alésage du trou en finition,
- * Fraisage du logement de la tête de rivet ou de boulon.

3.5.2. Modèle de délaminage

On considère que le diamètre de l'âme est $2b$ et que le diamètre du foret est d . Le diamètre d'avant-trou est égal au diamètre de l'âme (Figure I. 27).

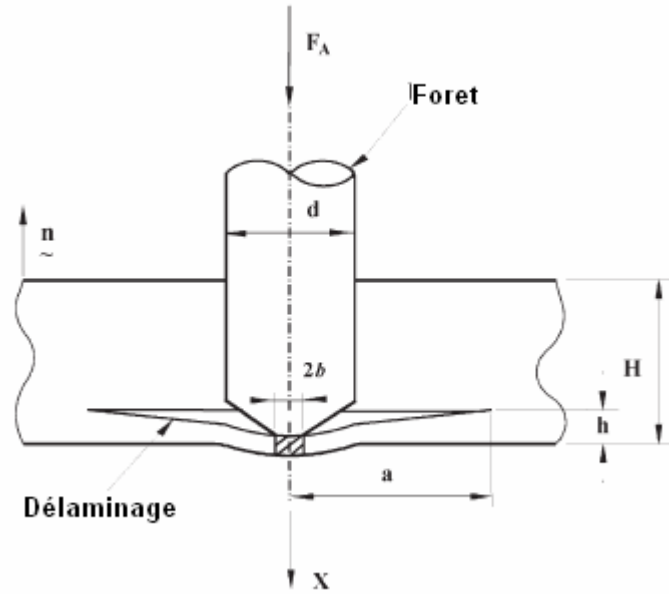


Figure I. 27 : Perçage avec avant-trou [12]

En supposant que la charge est distribuée sur la circonférence de l'avant-trou, un modèle mathématique de chargement d'une surface plane est proposé [12] comme montré sur la Figure I. 28.

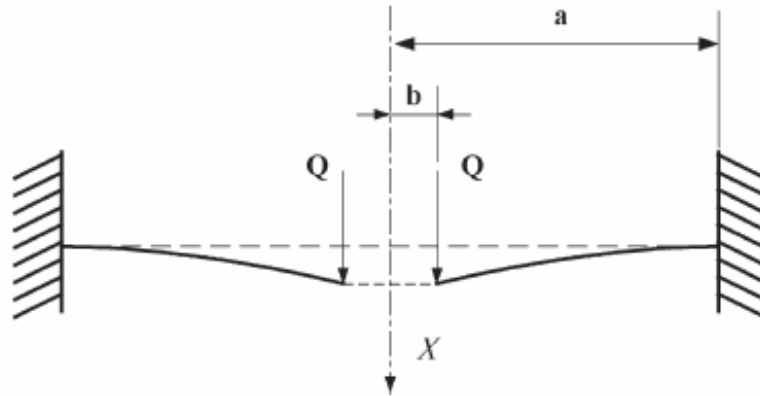


Figure I. 28 : Surface circulaire plane avec un trou et une charge distribuée [12]

La déflexion de la surface plane est alors donnée par [12] :

$$X(r) = \frac{F_A}{8\pi M} r^2 \left(\log \frac{r}{a} - 1 \right) - \frac{C_1 r^2}{4} - C_2 \log \frac{r}{a} + C_3 \quad (\text{I.47})$$

Avec :

$$F_A = 2\pi bQ \quad (\text{I.48})$$

$$C_1 = \frac{F_A}{4\pi M} \frac{(b^2 - a^2)(1 - \nu) + 2b^2(1 + \nu)(\log(b/a))}{a^2(1 - \nu) + b^2(1 + \nu)} \quad (I.49)$$

$$C_2 = \frac{F_A a^2 b^2}{4\pi M} \frac{(1 + \nu)\log(b/a) + 1}{a^2(1 - \nu) + b^2(1 + \nu)} \quad (I.50)$$

$$C_3 = \frac{F_A a^2}{16\pi M} \frac{(b^2 + a^2)(1 - \nu) + 2b^2(1 + \nu)(\log(b/a) + 1)}{a^2(1 - \nu) + b^2(1 + \nu)} \quad (I.51)$$

En remplaçant chaque terme par sa valeur dans l'équation de conservation de l'énergie, on peut calculer la force axiale critique de délaminage avec avant-trou [12] :

$$F_A^* = \frac{4\pi}{1 - \nu} \left[\frac{G_{IC} E h^3 \{ (1 - \nu) + 2(1 + \nu) \xi^2 \}^2}{3(1 + \nu) \{ 2(1 - \nu)(1 + 2\nu^2) - (12 - 4\nu + 3\nu^2 + 3\nu^3) \xi^2 - 8(1 + 3\nu) \xi^2 \ln \xi \} } \right]^{1/2} \quad (I.52)$$

Avec $\xi = 2b/d$

Cette force critique est fonction de ξ , de E et de ν le coefficient de Poisson, le minimum de cette force est obtenu en annulant la dérivée par rapport à ξ , puisque le coefficient de Poisson est toujours constant pour un matériau isotrope donné. L'équation $\partial F_A^* / \partial \xi = 0$ donne [12] :

$$\xi^2 (-16 + 16\nu + 26\nu^2 - 12\nu^3 - 6\nu^4 - 16 \ln \xi - 64\nu \ln \xi - 48\nu^2 \ln \xi) + \ln \xi + (24(8 + 16\nu - 24\nu^2) - 8\nu + 3\nu^2 - 19\nu^4) = 0 \quad (I.53)$$

Pour $\nu = 0.3$, on trouve $\xi^* = 0.1176$.

La Figure I. 29 montre l'évolution de la force axiale critique en fonction de ξ . On s'aperçoit qu'une petite valeur ou une grande valeur de ξ entraîne une force axiale critique élevée. En effet, une valeur nulle de ξ correspond à un perçage sans avant-trou alors qu'une valeur importante de ξ représente un avant-trou de diamètre important et donc une faible épaisseur de matière restante non usinée. Ceci explique pourquoi la force critique est élevée dans ces deux cas. Cependant, dans le cas où ξ est très faible, l'effort critique est sensiblement différent de celui sans avant-trou du fait de la discontinuité de la plaque au centre pour ce modèle. De plus, on a comparé sur la Figure I. 29 la force critique du perçage avec avant-trou (I.52) et celle du perçage sans avant-trou (I.6) en fonction de ξ . La différence entre les deux forces est importante ; elle est due à la présence d'un premier enlèvement de matière dans le perçage avec avant-trou. En effet, les fibres sont coupées à l'issue du perçage de l'avant-trou, ce qui diminue la résistance au délaminage des derniers plis. Cependant, l'effort axial engendré par le perçage est également nettement diminué lors du perçage avec avant-trou puisque cela élimine l'effet de l'âme, qui est prépondérant dans l'amplitude de l'effort axial en perçage pleine matière.

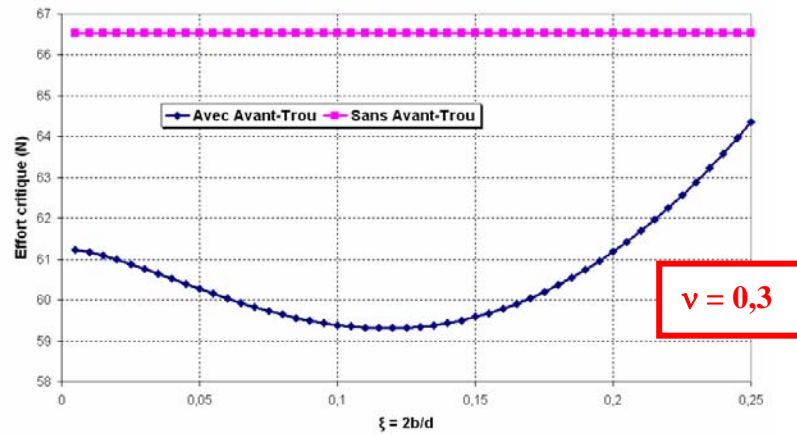


Figure I. 29 : Comparaison des forces axiales critiques avec et sans avant-trou pour $\nu = 0.3$

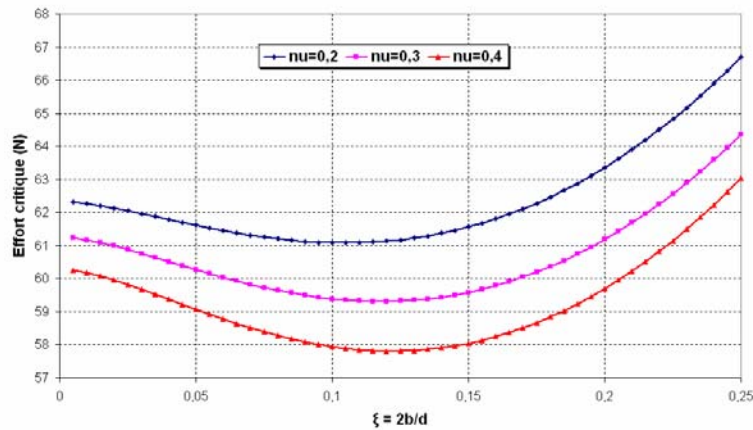


Figure I. 30 : Influence de ν sur la force critique

On remarque aussi sur la Figure I. 30, que plus le coefficient de Poisson est grand, plus la force axiale critique est petite. Ceci est dû à l'augmentation de la déformation du stratifié perpendiculairement à la direction de l'effort appliqué. La force axiale critique d'une éprouvette avec avant-trou est fonction de la propriété du matériau, de l'épaisseur restante et du rapport du diamètre de l'âme sur le diamètre du trou. La Figure I. 31 montre que la force axiale en perçage augmente avec l'augmentation de la vitesse d'avance V_f (feed rate) ainsi qu'avec l'augmentation de la longueur de l'âme. La réalisation d'un avant-trou peut réduire la force axiale de 25 à 50%.

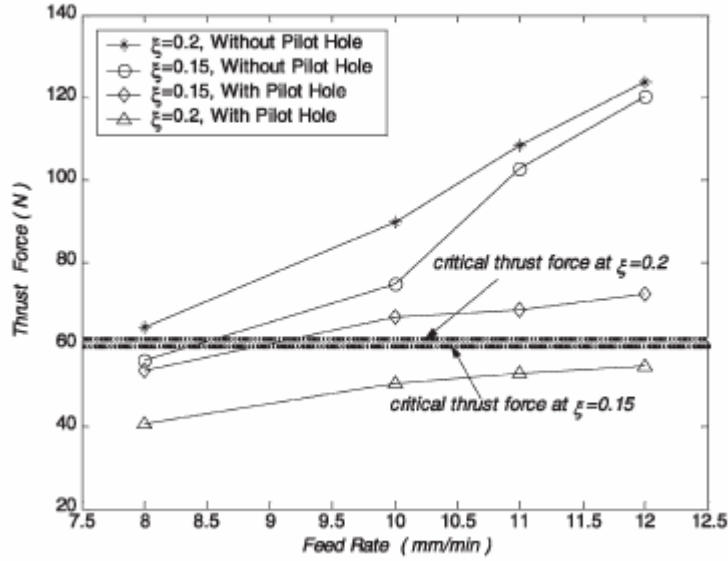


Figure I. 31 : Effets de l'avant-trou sur la force axiale (diamètre du foret 10 mm et vitesse de rotation 1000 tr/min) [12]

La présence d'un avant-trou engendre une diminution importante de l'effort axial critique, mais l'effort de coupe résultant de l'opération de l'alésage est également nettement diminué. On s'aperçoit ainsi qu'un choix optimal du diamètre de l'avant-trou par rapport au diamètre du foret, et de l'avance de l'outil [12] permet de réduire le délaminage à la débouchure du trou.

3.5.3. Foret étagé

Les forets étagés sont utilisés pour usiner les trous en plusieurs étapes et avec différents diamètres en un seul coup, tout en réduisant la force axiale appliquée par l'âme (chisel edge) [5]. La force axiale exercée par l'âme représente, en général, 40 à 60% de la force totale [5]. Cette force axiale pourra être réduite significativement en utilisant ces types de forets. En effet, la présence d'étages permet de diviser l'effort axial engendré par l'opération de perçage, à condition que la hauteur des étages soit suffisante par rapport à l'épaisseur de la plaque. De cette manière, le délaminage peut être réduit [5].

Un foret à deux étages est testé par Hocheng et al. [5]. Le premier étage est de diamètre $2b$ et second étage de diamètre $2c$. La Figure I. 32 décrit le délaminage avec un foret étagé, F_T est la force axiale et Q est la charge circulaire répartie exercée par le second étage. L'isotropie et la flexion pure sont toujours considérées dans le modèle. La force axiale critique de délaminage du foret étagé s'écrit alors, [5] :

$$F_T = \frac{\sqrt{2}\pi}{1-\nu} \left[\frac{32 G_{IC} M \{ (1-\nu) + 2(1+\nu)\xi^2 \}^2}{(1+\nu) \{ 2(1-\nu)(1+2\nu^2) - (12-4\nu+3\nu^2+3\nu^3)\xi^2 - 8(1+3\nu)\xi^2 \ln \xi \} } \right]^{1/2} \quad (I.54)$$

Avec ν le coefficient de poisson et $\xi = b/c$.

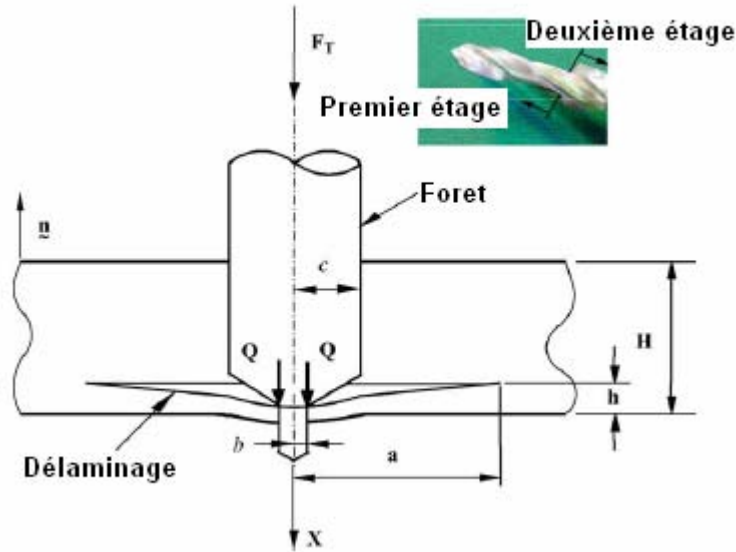


Figure I. 32 : Analyse de délaminage pour les forets étagés [5]

Pour comparer le foret étagé avec le foret hélicoïdal de référence, on calcule le rapport des forces axiales critiques (équation (I.54) sur (I.6)) :

$$\frac{F_T}{F_A} = \frac{\sqrt{2}}{1-\nu} \left[\frac{\{(1-\nu) + 2(1+\nu)\xi^2\}^2}{(1+\nu)\{2(1-\nu)(1+2\nu^2) - (12-4\nu+3\nu^2+3\nu^3)\xi^2 - 8(1+3\nu)\xi^2 \ln \xi\}} \right]^{1/2} \quad (I.55)$$

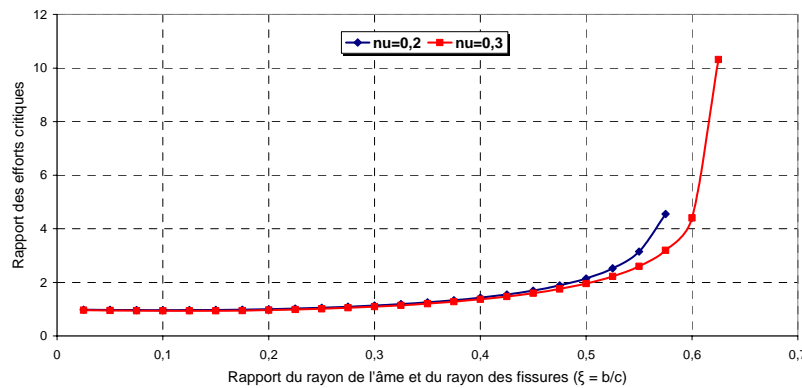


Figure I. 33 : Rapport théorique des forces critiques d'un foret étagé et d'un foret hélicoïdal

Sur la Figure I. 33, on peut voir l'évolution du rapport des forces critiques en fonction du rapport ξ des rayons. Tout d'abord, ce rapport est toujours supérieur à 1, ce qui montre que le perçage avec foret étagé permet de diminuer nettement le risque d'apparition du délaminage. Ensuite, le rapport des forces critiques est quasiment indépendant du coefficient de Poisson de la matière quand ξ est petit ($<0,5$). De plus, quand ξ augmente, le rapport des efforts critiques augmente aussi et tend vers l'infini quand ξ devient important (supérieur à 0,65). Ceci correspond à une faible épaisseur de matière restante non usinée ce qui augmente énormément la force critique de délaminage. En effet, l'effort critique associé au foret étagé ne représente que l'action du dernier étage, ce qui explique cette augmentation. Mais pour une valeur de ξ élevée, le passage du premier étage risque d'initier des fissures de longueur supérieure au diamètre final et qui seront aisément propagées lors de l'alésage. Ainsi, l'endommagement créé par le premier étage, puis celui propagé par le second, doivent être tous les deux pris en compte.

3.6. Comparaison des efforts critiques de différents outils

Nous avons vu précédemment les nombreuses géométries d'outils étudiées dans la littérature. Nous avons effectué une comparaison des forces critiques associées à ces différents outils. Ces efforts critiques d'outils sont comparés en prenant le foret hélicoïdal comme outil de référence. Ainsi, les rapports des efforts critiques de chaque outil sur l'effort critique du foret hélicoïdal sont tracés en fonction de s ($s=c/a$) (Figure I. 34). Un exemple de valeurs des paramètres a été pris pour cette comparaison ($\alpha = 0.1$; $\beta = 0.1$; $\varphi = 0.2$; $\eta = 0.1$; $\gamma = 0.4$; $\nu = 0.3$).

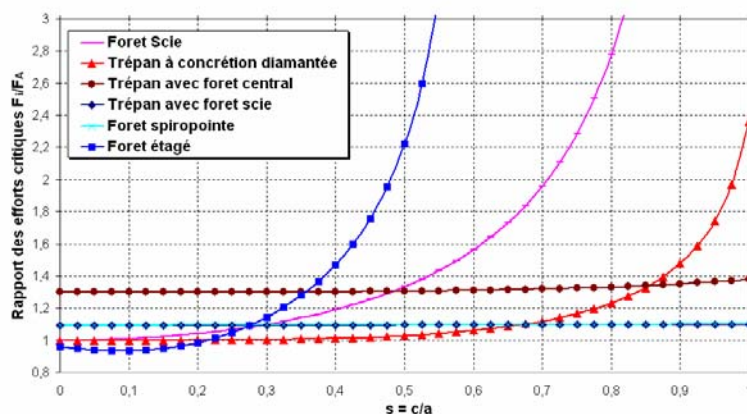


Figure I. 34 : Comparaison des efforts critiques pour différentes géométries d'outils

La Figure I. 34 montre que les forets étagés présentent le plus grand effort critique. Nous avons vu cependant que cela ne concerne que le dernier étage, ce qui explique cette tendance. Ceci est validé par le fait que l'effort critique est le plus faible lorsque le rapport s est faible (délaminage initial important). Cependant, un choix judicieux des différents diamètres de ce foret peut mener à une réduction de délaminage. Par ailleurs, comme nous l'avons montré précédemment, la force axiale due à l'effet de l'âme est entre 40 et 60% de la force axiale appliquée [5], ce qui rend intéressant le perçage avec avant trou. Les outils scies ont également un effort de pénétration critique très élevé par rapport à celui du foret hélicoïdal et peuvent générer des perçages de meilleure qualité dans les matériaux composites [5]. Les forets spiropointes présentent un effort critique plus faible, ce qui s'explique notamment par la modélisation choisie avec une force concentrée. Les outils trépan peuvent également être intéressants comparés aux forets hélicoïdaux.

Aujourd'hui, il existe beaucoup d'autres géométries d'outils compatibles pour le perçage des matériaux composites carbone époxy (outil $\frac{3}{4}$, foret à goujures droites, DAGUES de Diager...). Cependant, à notre connaissance, il n'y a aucune publication scientifique sur ces géométries d'outils.

4. Modélisation de l'effort axial en perçage

4.1. Introduction :

Afin de prédire la force axiale F_z et le moment total M_z durant le perçage, il existe plusieurs modèles mathématiques dans la littérature. Ces modèles expriment l'effort axial et le moment autour de l'axe Z en fonction de l'avance et de la géométrie de l'outil utilisé. Cependant, ils ne font pas intervenir la vitesse de coupe dont l'influence sur les efforts est limitée en perçage. L'effort axial a été modélisé dans plusieurs travaux par une loi linéaire et une loi puissance en fonction de l'avance et du diamètre de l'outil utilisé. Parmi ces modèles, certains prennent en considération la présence éventuelle d'un avant-trou.

4.2. Modèle “proportionnel”

L'outil de référence est le foret hélicoïdal avec double lèvre (double fluted twist drill), avec des dimensions données par la norme ISO 3002-2 : E66-504 [8]. Le modèle proportionnel, utilisé et diffusé notamment par le C.E.T.I.M, est le suivant [8] :

$$F_Z = K.K_f.f.D \quad (I.56)$$

$$M_Z = K_M.f.D^2 \quad (I.57)$$

Avec :

- * F_Z la force axiale en N,
- * K un coefficient de correction (influence de l'affûtage du foret, égal à 1 pour un foret hélicoïdal standard sans amincissement d'âme),
- * K_f la pression spécifique de coupe en MPa,
- * f l'avance par tour en mm/tr,
- * D le diamètre du foret en mm,
- * M_Z le moment global par rapport à l'axe Z en N.m,
- * K_M le couple spécifique en N.m.mm⁻³.

Ce modèle ne demande que la détermination des deux coefficients K_M et K_F pour chaque couple outil/matière. Il ne tient pas compte d'un éventuel avant-trou, on ne l'utilisera que lors d'opérations de perçage en pleine matière mais il peut être adapté au cas de l'alésage en remplaçant le diamètre D par l'épaisseur de la matière restante à usiner. La méthode de calcul de ces coefficients est simple. L'effort axial F_Z et le moment M_Z sont mesurés lors d'essais de perçage avec un foret hélicoïdal. Pour ce foret, le coefficient K est donc égal à 1. Ainsi, à partir des valeurs du diamètre du foret et de l'avance, on en déduit K_f et K_M .

Pour calculer K et K_M pour un outil spécifique, il suffit de mesurer à nouveau F_Z et M_Z lors d'essais de perçage en utilisant cet outil. Ainsi, en gardant le coefficient K_f obtenu avec le foret hélicoïdal, on en déduit K et K_M . Pour que le modèle soit validé, il faut faire varier l'avance f tout en gardant la même vitesse de rotation et le même diamètre et vérifier que le modèle ne diverge pas. Ce type de modélisation de l'effort axial en perçage a l'avantage d'être simple à construire et à manipuler. De plus, l'intérêt de ce modèle est la décomposition de l'effet du matériau usiné et de celui de la géométrie de l'outil (K_f et K). Cependant, cela ne réduit pas le nombre d'essais nécessaires à la mise au point du modèle. Par ailleurs, il est basé sur l'hypothèse importante que la force axiale est directement proportionnelle à l'avance et au diamètre percé. D'autres modèles permettent de prendre en compte une éventuelle non linéarité entre l'effort et les conditions de coupe.

4.3. Modèle de SCHLESINGER

Dans ce modèle F_Z et M_Z ne dépendent que du diamètre du foret et de l'avance f , et il ne tient pas compte d'un éventuel avant-trou. Les formules sont données sous la forme suivante [30] :

$$F_Z = C_1.D^{\alpha_1}.f^{\beta_1} \quad (I.58)$$

$$M_Z = C_2.D^{\alpha_2}.f^{\beta_2} \quad (I.59)$$

Le calcul des coefficients α_1 , α_2 , β_1 , β_2 , C_1 et C_2 nécessite un grand nombre d'essais. Ainsi, la construction du modèle de chaque couple outil matière est coûteuse en temps. Le modèle proportionnel est un cas particulier du modèle de SCHLESINGER, en prenant $\alpha_1 = 1$, $\alpha_2 = 2$ et $\beta_1 = \beta_2 = 1$. La prise en compte de la présence d'un avant-trou n'est cependant pas possible

directement du fait de l'élévation à la puissance α du diamètre. Ceci est corrigé par le modèle A.S.M.E.

4.4. Modèle A.S.M.E

Un troisième modèle pour le calcul de la force axiale et du moment lors du perçage est issu de l'A.S.M.E [30]. Il est plus compliqué que les deux modèles précédents. En effet, le modèle de l'A.S.M.E tient compte de la géométrie de l'outil avec le coefficient k_c ainsi que de l'angle de coupe. Il intervient directement dans l'expression de F_z . Le modèle se présente par les formules suivantes [30] :

$$F_z = k_c \cdot f_z \cdot D \cdot \sin \chi_r \quad (\text{I.60})$$

Avec :

$$k_c = C(f \cdot \sin \chi_r)^n (1 + \sin \theta) \quad (\text{I.61})$$

Et avec :

- * k_c la pression spécifique de coupe en MPa,
- * f_z l'avance par dent en mm/dent,
- * f l'avance par tour en mm/tour,
- * D le diamètre du foret,
- * d le diamètre de l'éventuel avant-trou,
- * n un coefficient fonction du matériau usiné,
- * θ l'écart angulaire (en degrés) entre l'angle de coupe $\gamma_n = 14^\circ$ (essai de référence) et l'angle γ_n effectif (essais réalisés), [30]
- * χ_r l'angle de direction d'arête ou angle d'attaque,
- * C une constante à déterminer.

Ce modèle rend possible l'intégration de la présence d'un avant-trou en modifiant le modèle d'effort de la façon suivante :

$$F_z = k_c \cdot f_z \cdot (D - d) \cdot \sin \chi_r \quad (\text{I.62})$$

La modélisation du moment est [30] :

$$M_z = 2 \cdot F_z \cdot \left(\frac{D + d}{4} \right) \cdot \frac{1}{\sin \chi_r} \quad (\text{I.63})$$

Ces modèles ne prennent pas en compte l'action des différentes parties actives de l'outil de perçage. Un modèle décomposé est présenté par la suite.

4.5. Modèle d'effort décomposé

Guibert et al [31] et Yang et al [32] ont développé un modèle d'effort qui dépend de plusieurs paramètres : le matériau de la plaque utilisée, la géométrie d'outil et le matériau de l'outil. Ils ont décomposé la géométrie de l'outil en plusieurs zones. Pour le foret hélicoïdal sans amincissement, ils ont défini trois zones (Figure I. 35) :

- Zone 1 : la zone des arêtes principales de coupe. Dans cette zone, l'angle de coupe local dépend du rayon considéré le long de l'arête. En effet, l'angle de coupe varie avec une amplitude importante comme décrit dans [33]. En conséquence, Guibert et al [31] ont divisé l'arête principale de coupe en petites sous-divisions afin de prédire les efforts locaux. En général, l'angle de coupe est positif dans cette zone.

- Deux zones ont été prises pour l'âme du foret :
 - Zone 2 : c'est l'arête de coupe secondaire qui coupe aussi la matière. Dans cette zone, l'angle de coupe est négatif ce qui augmente l'effort axial.
 - Zone 3 : le centre du foret. La vitesse de coupe dans cette zone est presque nulle. Cette zone ne coupe pas donc la matière mais l'extrude. Le rayon de cette zone sera déterminé dans le modèle d'effort de l'âme.

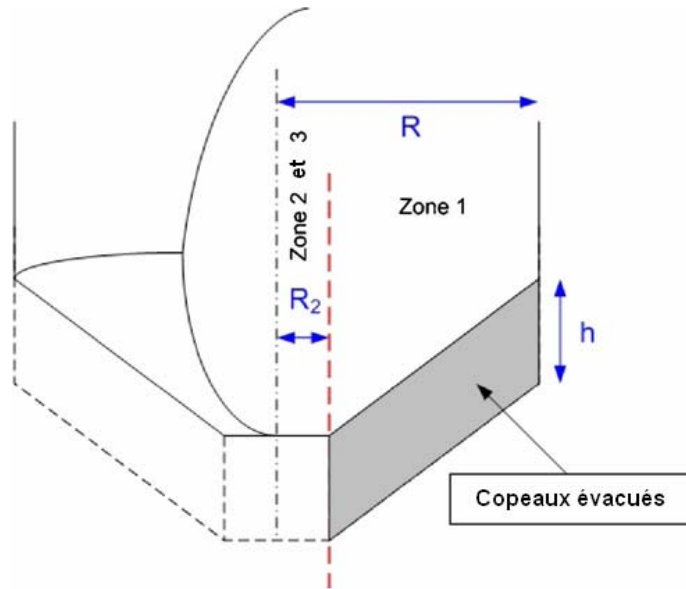


Figure I. 35 : Représentation des différentes zones de la partie active du foret [31]

Pour chaque zone, un modèle d'effort est identifié (F_1 , F_2 , F_3) (chacun de ces trois modèles est explicité ci-après). L'effort axial total F_Z représente la somme des efforts des différentes zones :

$$F_Z = F_1 + F_2 + F_3 \quad (\text{I.64})$$

4.5.1. Modèle d'effort de l'arête principale de coupe

Selon Yang et al [32], l'effort axial F_1 dans cette zone est une fonction de la géométrie de l'outil et de l'épaisseur restante non usinée h . Ils ont modélisé cet effort comme suit :

$$F_1 = N_C \cdot K_t^1 \cdot (h \cdot (R - R_2))^{q^1} \quad (\text{I.65})$$

Avec :

- * K_t^1 : Coefficient spécifique de coupe,
- * N_C : Nombre d'arêtes principales de coupe,
- * q^1 : Coefficient dépendant du couple outil/matériau,

K_t^1 dépend du matériau de la plaque utilisée, de la vitesse de coupe V , de la géométrie de l'outil (angle de coupe) et de l'épaisseur restante non usinée. Selon Bandyopadhyay et al [34], K_t^1 peut être déterminé à partir de l'expression suivante :

$$K_t^1 = K_v \cdot h^a \cdot V^b \cdot (1 - \sin(\gamma))^d \quad (I.66)$$

Avec K_v , a et b des coefficients qui dépendent du couple outil/matériau. Ils sont constants pour une vitesse de coupe et un angle de coupe constants. En perçage, ces paramètres varient tout au long de l'arête de coupe. Il est donc nécessaire de diviser la zone 1 en N sous-divisions d'épaisseur ΔR_i et de considérer ces paramètres constants dans ces sous-divisions. Un coefficient spécifique de coupe K_{ti}^1 est associé pour chaque division prise. L'effort de coupe pour une sous-division d'une seule arête de coupe est donc :

$$\Delta F_{1i} = K_{ti}^1 \cdot (h \cdot \Delta R_i)^{q^1} \quad (I.67)$$

Et l'effort principal des arêtes de coupe sera :

$$F_1 = N_c \cdot \sum_{i=1}^N \Delta F_{Ci} \quad (I.68)$$

4.5.2. Modèle d'effort de l'âme

La coupe dans la zone 2 diffère de la zone 1 des arêtes principales de coupe du fait de la faible vitesse de coupe. De plus, l'angle de coupe est en général négatif dans cette zone [33]. Selon Yang et al [32], l'effort axial de la zone 2 peut être modélisé comme dans la zone 1 avec un couple de coefficients différents K_t^2 et q^2 . Vu les faibles dimensions de cette zone, la variation de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe suivant l'arête peut être négligée. Il n'est pas donc nécessaire de diviser cette zone en plusieurs sous-divisions :

$$F_2 = N_c \cdot K_t^2 \cdot (h \cdot (R_2 - R_3))^{q^2} \quad (I.69)$$

Dans la zone 3, la vitesse de coupe peut être considérée nulle. Donc, l'outil ne coupe plus la matière mais l'extrude. Le modèle de coupe ne peut pas être le même que pour les zones 1 et 2. L'extrusion apparaît dans une zone de rayon R_3 , fonction de l'épaisseur restante non usinée et de l'angle de la pointe δ de l'outil et de l'affûtage de l'outil. Ce rayon s'écrit alors [32] :

$$R_3 = \left(\frac{K_r \cdot h}{2 \tan((\pi - \delta)/2)} \right) \quad (I.70)$$

Avec K_r est un coefficient qui dépend de l'affûtage de l'outil. L'effort axial de la zone 3 est [32] :

$$F_3 = K_t^3 \cdot \left(\frac{K_r \cdot h^2}{2 \tan((\pi - \delta)/2)} \right)^{q^3} \quad (I.71)$$

Ce modèle présente l'avantage de décomposer la géométrie du foret hélicoïdal en plusieurs zones, ce qui permet de modéliser l'action de chaque partie active du foret. Dans notre cas, il peut être intéressant d'adapter cette modélisation à d'autres géométries d'outils. Cependant, le nombre de paramètres à identifier est important ce qui nécessite de nombreux essais de mise au point. Nous chercherons à améliorer ce point.

5. Conclusion de la partie bibliographique

La force axiale de perçage est liée à la vitesse d'avance ([35], [36]). Quand l'épaisseur restante non percée diminue progressivement, la force axiale critique diminue également. La stratégie devrait être alors de percer avec une vitesse d'avance variable et faible à la sortie de la plaque, car la résistance à la déformation diminue en approchant de la sortie. Cependant, cette stratégie ne peut pas être appliquée sur les UPA (unité de perçage automatique) qui fonctionnent à une avance constante.

L'état de l'art sur le perçage des matériaux composites nous a permis de passer en revue les outils de perçage utilisés et de préciser leurs avantages et les conséquences sur la réduction du niveau du délaminage. Plusieurs cas de perçage avec et sans avant trou, avec et sans appui à la sortie, ont été étudiés. A partir des modèles développés pour le calcul de l'effort axial critique de délaminage, nous avons établi des comparaisons pour plusieurs géométries d'outils et pour plusieurs cas de perçage. Deux résultats en ressortent :

- Les forets étagés et les forets scie semblent intéressants vis-à-vis du critère de délaminage à la débouchure, puisqu'ils présentent les efforts critiques les plus importants,
- L'âme a un effet néfaste important sur l'effort critique.

On trouve également dans la littérature des modèles de calcul de l'effort de coupe dans le cas général. Il semble que tous permettent d'obtenir des résultats corrects. Mais certains modèles (Schlesinger, A.S.M.E et décomposé) nécessitent un grand nombre d'essais pour déterminer les coefficients correspondants à un couple outil/matériau donné, tandis que d'autres modèles (Schlesinger) ne sont pas adaptables au perçage avec avant-trou, ou qu'ils ne tiennent pas compte de l'effet de l'âme (proportionnel, Schlesinger et A.S.M.E).

Plusieurs hypothèses ou méthodes de travail peuvent être retenues de cette partie. Mais les résultats déjà trouvés ne répondent pas aux besoins et aux objectifs de la thèse. En effet, le perçage de trous de gros diamètre dans des plaques épaisses de matériaux composites anisotropes n'a jamais été étudié. De plus, aucune étude sur l'outil $\frac{3}{4}$ en perçage composite n'a été publiée. Enfin, il faut noter aussi que les hypothèses proposées n'ont jamais été observées et démontrées et les défauts générés par le perçage de trous de gros diamètres n'ont jamais été évoqués.

C. Observations expérimentales

1. Introduction

Le but de ces observations est tout d'abord de visualiser les différents défauts de perçage puis de valider les hypothèses retenues sur le perçage des matériaux composites carbone époxy unidirectionnels. Ensuite, l'influence de la géométrie de l'outil et de l'avance sur ces phénomènes est étudiée, afin de pouvoir proposer des solutions qui réduisent ces endommagements.

Le matériau utilisé est un matériau composite unidirectionnel carbone/époxy T800/M21 à fibres longues. Ce matériau a été caractérisé chimiquement et mécaniquement (voir annexe-1). Nous avons ainsi obtenu les caractéristiques mécaniques de ce matériau :

E_L	160 000 MPa
E_T	7800 MPa
G_{LT}	5200 MPa
ν_{LT}	0,4
G_{IC} (initiation)	300 J/m ²
G_{IC} (propagation)	800 J/m ²

L'étude du perçage de stratifiés carbone/époxy T800/M21 avec un foret hélicoïdal et un outil $\frac{3}{4}$ permet de comprendre les mécanismes d'apparition de fissures. Les mécanismes d'endommagement et les paramètres influents identifiés dans cette étude peuvent ensuite être utilisés comme base d'analyse pour d'autres géométries d'outils.

Dans ce cadre, une observation microscopique des différents défauts liés au perçage de matériaux composites à fibres longues (carbone en module intermédiaire/époxy T800/M21) a été effectuée et une étude basée sur l'observation continue de la coupe durant le perçage a été menée afin de comprendre les mécanismes d'initiation de ces défauts. Des expérimentations de perçage de trous sécants en bord de plaque avec un foret hélicoïdal et un outil $\frac{3}{4}$ de gros diamètres ont été réalisées dans ce but. Une caméra à prise de vue rapide et une caméra à thermographie infrarouge ont été utilisées pour visualiser l'évolution de la coupe et de ses conséquences en temps réel. D'autres essais de perçage en pleine matière ont été réalisés à différentes vitesses d'avance afin de lier l'amplitude du délaminage avec ce paramètre.

2. Observation microscopique

Selon les observations de Surcin [6], il existe trois types de défauts : défauts à l'entrée du trou, défauts sur la paroi du trou et défauts à la débouchure ; les défauts à la sortie sont les défauts majeurs. Pour identifier ces défauts, des essais de poinçonnage quasi statique ont été réalisés sur des trous borgnes en utilisant le même outil que celui utilisé pour l'usinage du trou. Ces essais de poinçonnage sont effectués pour un nombre de plis restant sous l'outil variant entre 1 et 6 plis. Après avoir effectué ces essais, une observation au microscope électronique à balayage environnemental XL30 ESEM Tungstène a été faite. Les essais de poinçonnage permettent

alors de visualiser les fissures propagées aux derniers plis. La Figure I. 36 montre une éprouvette ayant un trou borgne ; la coupe après l'essai de poinçonnage est transversale et l'outil utilisé est un foret hélicoïdal.

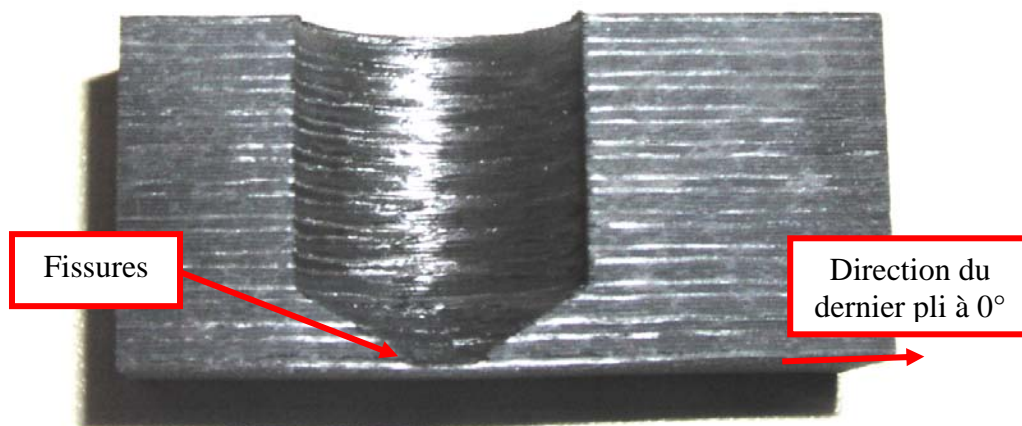


Figure I. 36 : Vue en coupe d'un trou borgne, plaque d'empilement $[0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, -45^\circ]_{S10}$

Il s'agit d'une plaque épaisse, d'épaisseur 20mm, de séquence d'empilement quasi isotrope. Sur la coupe passant par le plan de symétrie du trou, on peut apercevoir un délaminage du dernier pli occasionné par « l'âme du poinçon ». Comme le premier et le dernier pli sont orientés à 0° par rapport au plan de coupe, on notera que l'étendue de la fissure apparaît en vraie grandeur (grand axe de l'ellipse de délaminage). L'éprouvette de la Figure I. 36 a un seul pli sous l'âme du foret.

Une observation détaillée de la micrographie et plus particulièrement des différentes zones du trou borgne permet de montrer :

- Figure I. 37-a : l'arrachement du premier pli a bien eu lieu. L'arrachement du premier pli le plus important se situe souvent dans les secteurs positionnés à -45° et $+135^\circ$ par rapport à la direction des fibres.
- Des fissures, arrachages de fibres ou de matrices sur la paroi du trou (Figure I. 37-b).
- Des délaminages au droit du premier bec situé entre l'âme et le début des arêtes de coupe (Figure I. 36 et Figure I. 37-c). L'étendue de ce délaminage dépasse le diamètre du trou percé.
- La trace de l'arête visible sur la Figure I. 37-c vient du fait que le poinçon est un foret hélicoïdal et que celui-ci ne tourne pas lors de l'opération de poinçonnage.

En conclusion, l'observation microscopique des trous poinçonnés montre que les fissures importantes sont localisées sous l'âme d'un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme. Cependant, une observation en temps réel est nécessaire afin de mieux comprendre le phénomène d'initiation et de propagation des différentes fissures.

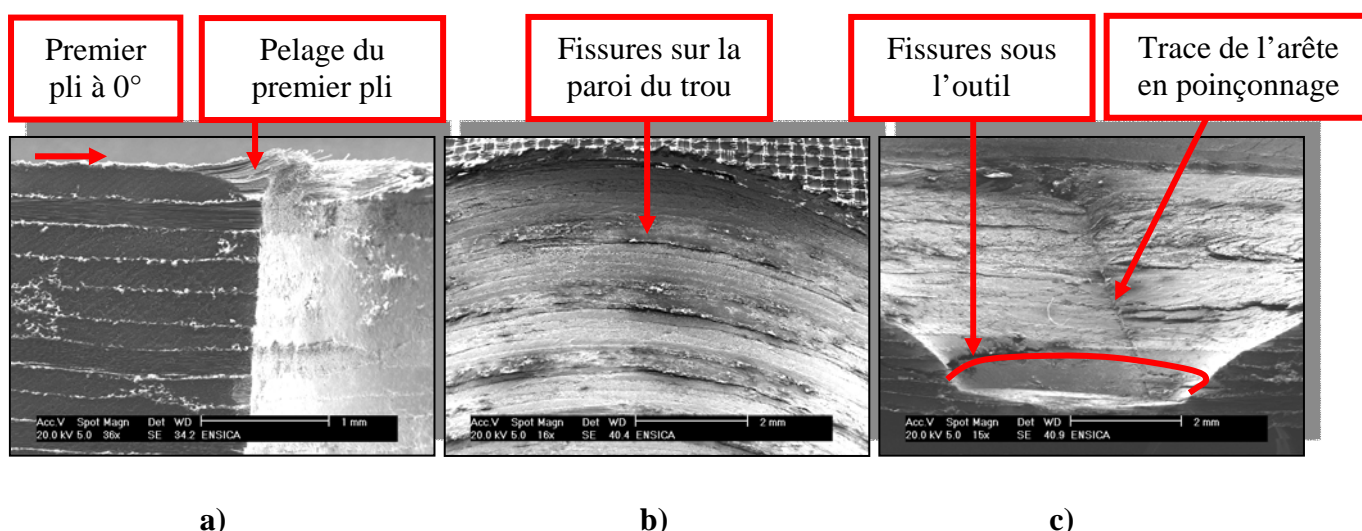


Figure I. 37 : Micrographies faisant apparaître les différents défauts de perçage dans une plaque épaisse

3. Observations pendant le perçage

Des essais de perçage de trous sécants en bord de plaque (demi-trous) et de trous en pleine matière, sur des plaques épaisses en carbone IM/époxy T800/M21, à séquence d'empilement quasi-isotrope, ont été réalisés sur un centre d'usinage à commande numérique. Le perçage de demi-trous permet de visualiser en temps réel l'apparition des défauts durant le perçage à l'aide d'une caméra à prise de vue rapide. Nous pouvons considérer que les mécanismes d'endommagement qui ont lieu durant les perçages de trous sécants sont identiques à ceux intervenant en perçage pleine matière (Figure I. 38). En effet, les deux plis supérieur et inférieur sont orientés à 0° (suivant Y Figure I. 39) afin de visualiser en vraie grandeur les défauts et surtout le délaminage en entrée et en sortie de plaque. Ainsi, les fibres ne sont pas coupées dans ces plis. De plus, au cœur du stratifié, sur un demi-trou, toutes les orientations relatives des fibres par rapport à la vitesse de coupe sont rencontrées. Ainsi, nous pouvons considérer que les mêmes phénomènes interviennent lors de perçages de demi-trous ou pleine matière. Cette hypothèse a été vérifiée expérimentalement. Les défauts obtenus dans les deux cas sont de même nature et d'amplitudes identiques.

Une caméra à prise de vue rapide et une caméra à thermographie infrarouge ont été utilisées afin de suivre l'évolution des défauts en temps réel ainsi que pour mesurer la température atteinte lors du perçage. Une vitesse de coupe de 75,4 m/min a été retenue pour tous les essais d'usinage avec une avance (f) variant de 0,0025 à 0,3 mm/tr. Cette vitesse de coupe est recommandée par le fabricant d'outils ainsi que par Airbus.

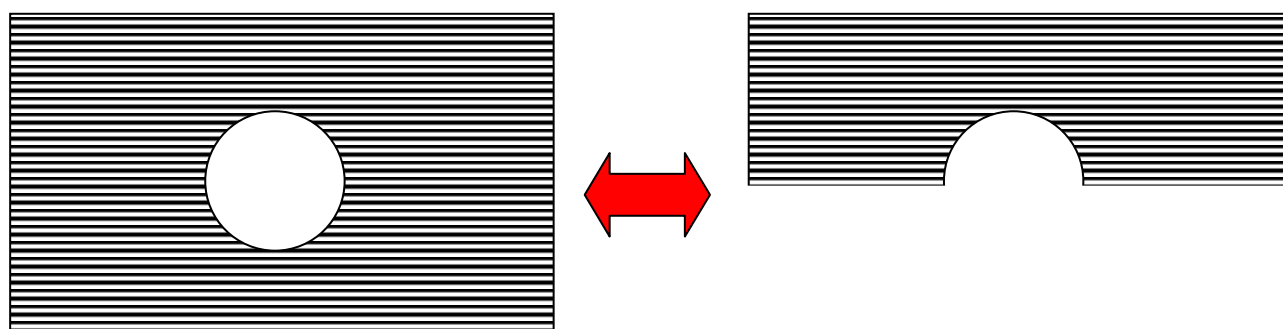


Figure I. 38 : Réalisation de perçage en pleine matière et de perçage de demi-trous

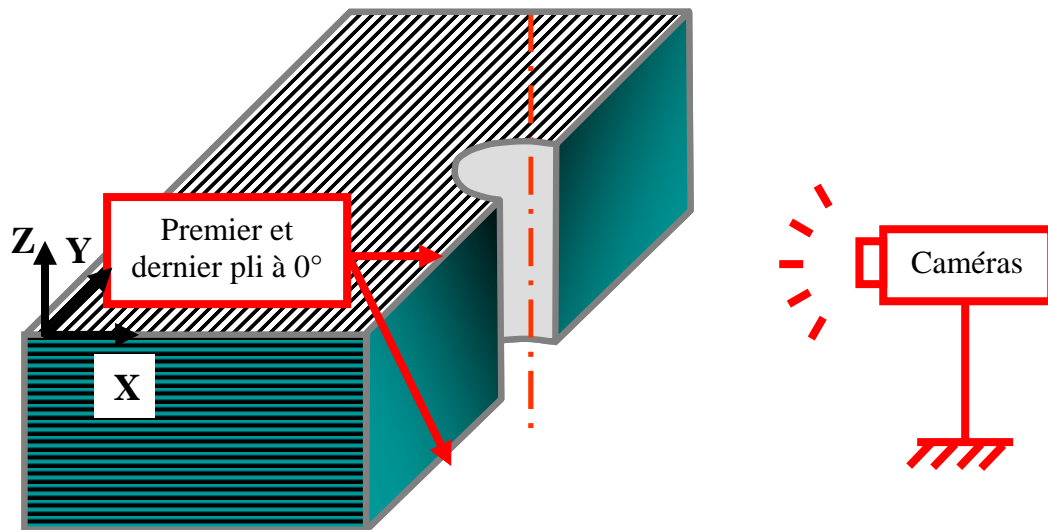


Figure I. 39 : Direction des fibres du premier et du dernier pli à 0° suivant Y

Deux forets hélicoïdaux en carbure de tungstène micrograin (K20) et un outil $\frac{3}{4}$ en carbure monobloc (K15) à arête rapportée en PCD de diamètre 15,784 mm sont utilisés pour cette expérimentation :

- Un foret affûté standard [DIN 1897], à dépouille tronconique et sans amincissement d'âme,
- Un foret affûté trois pentes [DIN 1412C] qui présente un amincissement d'âme,
- Un outil $\frac{3}{4}$ botek [9317070043] étagé à pointe excentrée (Figure I. 40). Les outils en PCD sont fortement recommandés pour l'usinage des matériaux composites ([37]-[42]).

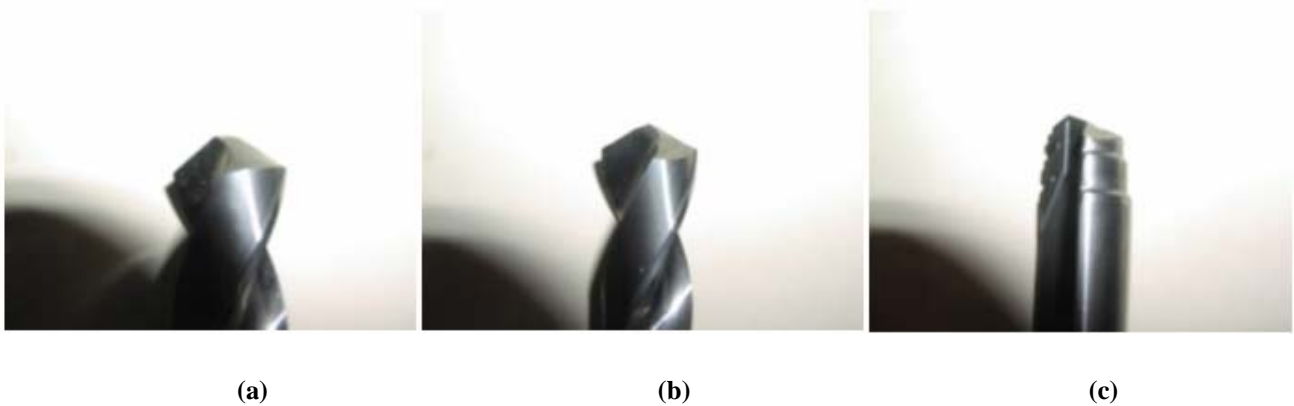


Figure I. 40 : Forets utilisés : foret affûté standard [DIN 1897] (a), foret affûté trois pentes [DIN 1412C] (b) et outil $\frac{3}{4}$ étagé à pointe excentrée.

La différence principale entre les deux forets hélicoïdaux réside ainsi dans l'affûtage de la pointe. La dimension de l'âme (partie centrale du foret hélicoïdal non affûtée) est très différente (3,9 mm pour le foret sans amincissement d'âme et 0,075 mm pour celui avec amincissement d'âme), la géométrie des deux faces en dépouille également. Les dimensions des différentes parties de l'outil $\frac{3}{4}$ utilisés sont présentées sur la Figure I. 41. L'utilisation de ces géométries différentes permet de mettre en évidence l'importance de l'effet de l'âme et de la géométrie des dépouilles des deux arêtes principales de coupe sur l'initiation des défauts.

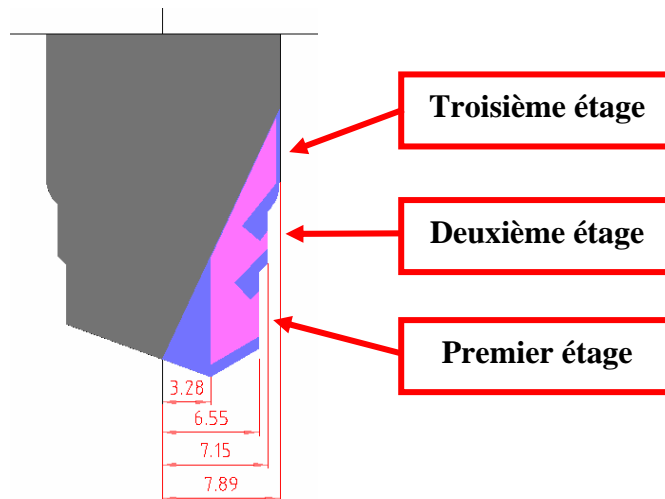


Figure I. 41 : Dimensions (en mm) des différentes parties de l'outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 15,784 mm

Un montage dédié (Figure I. 42) a été spécialement conçu afin d'immobiliser les plaques et un canon de perçage a été utilisé afin de guider les outils pour éviter leur flexion lors du perçage des demi trous.

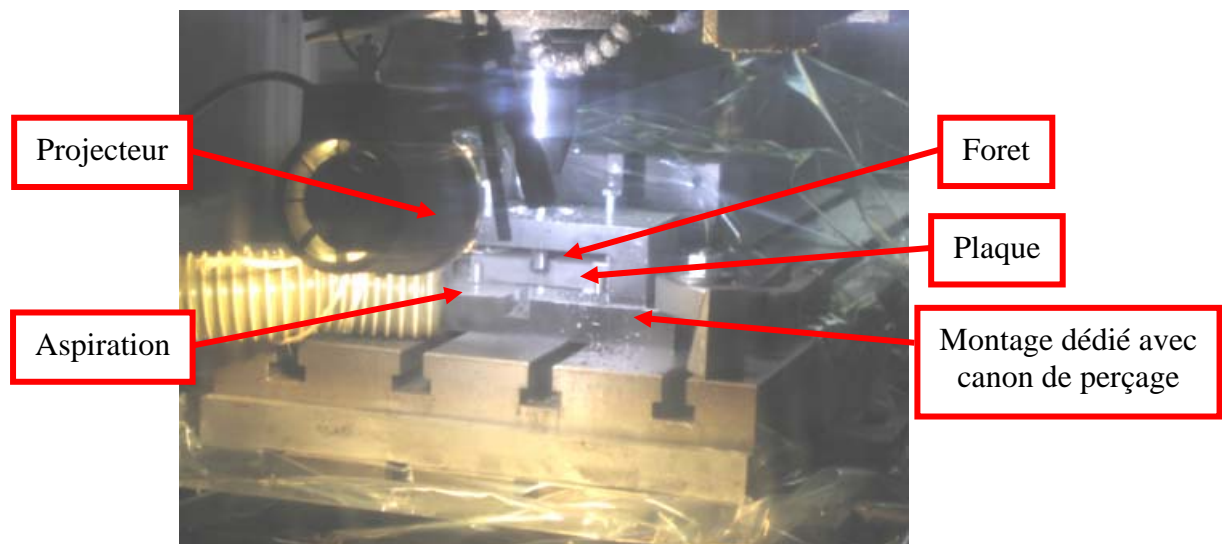


Figure I. 42 : Montage utilisé durant les essais

3.1. Observation de l'apparition de l'endommagement en entrée et en sortie de trou

L'objectif de cette observation est de visualiser l'apparition des défauts à l'entrée et à la sortie de trou en temps réel. Une caméra à prise de vue rapide (5000 Hz soit 200 images par tour) permet d'observer en temps réel l'initiation et la propagation des fissures. Le premier et le dernier pli sont orientés à 0° afin de visualiser le grand axe de l'ellipse de délaminage [8] qui suit la direction des fibres, et donc l'amplitude maximale du délaminage.

La caméra utilisée est une X-STEAM VISION (Figure I. 43) pilotée par le logiciel X-Vision. En utilisant un objectif réglable, la caméra a été placée à une distance de 1,5 m de la plaque ce qui permet de la placer hors perturbations de la machine. Un projecteur de puissance 1000 Watt a été utilisé pour éclairer la zone d'observation du perçage.



Figure I. 43 : Caméra à prise de vue rapide

3.2. Observation de l'endommagement sur la paroi du trou

Par ailleurs, sur la paroi du trou, la dégradation de la matrice constitue le principal défaut [15]. Une caméra à thermographie infrarouge de type « Thermovision A Series » a également été utilisée lors d'essais de perçage de demi trous pour étudier la chaleur dégagée par la coupe lors du perçage, et plus particulièrement la chaleur absorbée par le matériau de la partie active de l'outil, la chaleur à l'interface outil/paroi du trou et enfin la propagation de la température dans le composite. La température influence directement la dégradation de la matrice. L'observation de l'évolution de la température lors du perçage permet d'estimer la température atteinte sur la paroi du trou.

La caméra à thermographie infrarouge a été préalablement calibrée à température ambiante afin de s'assurer de la justesse des valeurs mesurées.

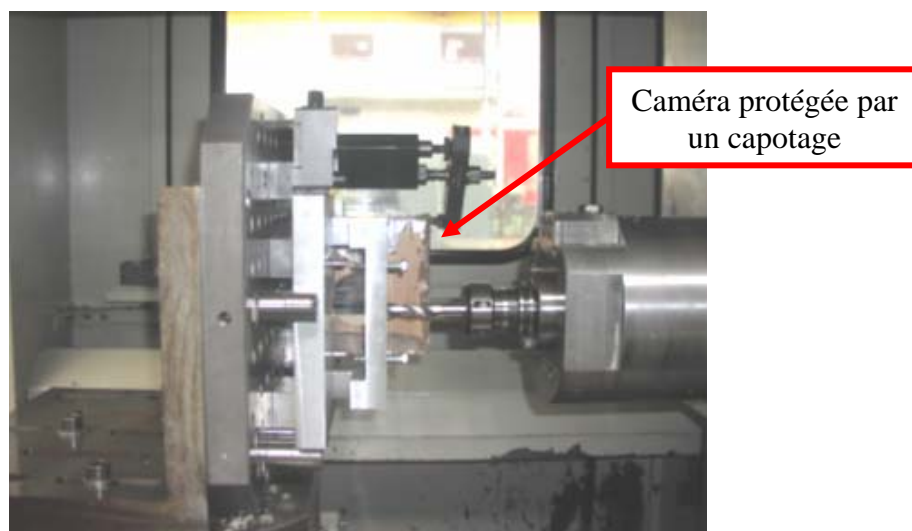


Figure I. 44 : Caméra à thermographie infrarouge

4. Résultats et discussion

Les essais réalisés ont permis de mettre en évidence l'apparition de plusieurs défauts. Plusieurs phénomènes peuvent être considérés :

- Entrée du trou : - arrachement du premier pli.
- Paroi du trou : - arrachement de fibres par paquets et de matrice lorsque l'angle relatif entre la direction de la vitesse de coupe V_c et le sens long des fibres fait un angle de -45° ,
 - dégradation de la matrice,
 - fissuration transverse par cisaillement dans les différents plis.
- Sortie du trou : - flexion des fibres,
 - initiation et propagation du délaminage,
 - arrachement et rupture des fibres.

4.1. Défauts en entrée du trou

Le défaut en entrée du trou (peel-up) est important et visible à l'œil nu [5] (Figure I. 45).

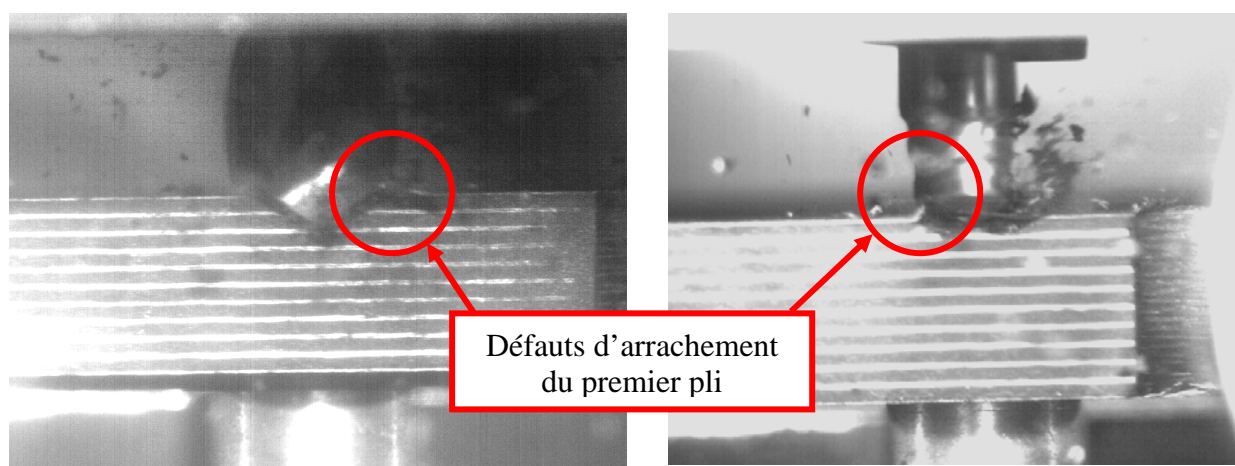


Figure I. 45 : Perçage à une avance de 0.3 mm/tr

Les expérimentations montrent que l'étendue du délaminage (L_d = distance maximale entre le centre du trou et l'extrémité des fissures - Figure I. 46) à l'entrée (peel-up) croît avec l'augmentation de l'avance (f) (Figure I. 47). De plus, la Figure I. 47 montre que les longueurs de délaminage obtenues avec les deux forets hélicoïdaux utilisés pour une avance donnée sont proches l'une de l'autre. Cette même figure montre que le délaminage obtenu par l'outil $\frac{3}{4}$ est moins important. Par contre, indépendamment de la vitesse d'avance, l'âme n'a pas d'effet direct sur le délaminage à l'entrée du trou. En effet, les défauts observés en entrée sont semblables pour les deux géométries de foret utilisées, avec ou sans amincissement d'âme. Les deux arêtes de coupe principales, les deux becs et l'angle d'hélice semblent par contre avoir une influence sur le délaminage et l'arrachement du premier pli.

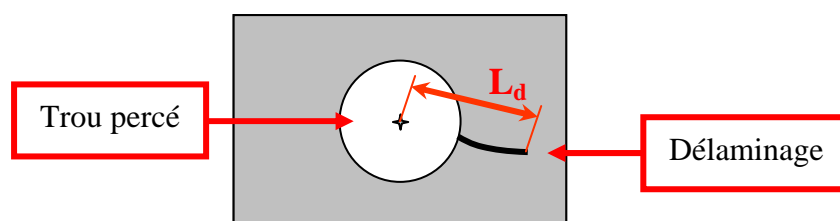
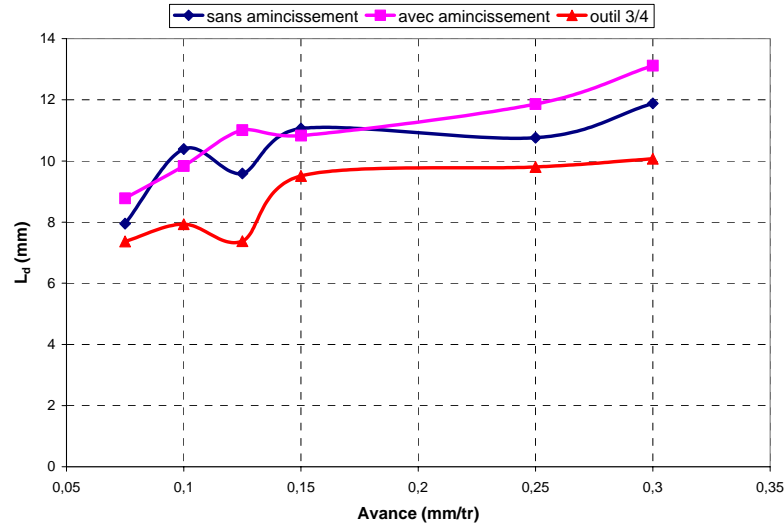


Figure I. 46 : Mesure du délaminage en entrée du trou

Figure I. 47 : Délaminage en entrée de trou en fonction de l'avance f

Pour éviter ce défaut, il faut travailler sur la géométrie de l'outil notamment sur la forme du bec et sur la diminution de l'angle de coupe. Dans le cas où une opération de fraisurage est effectuée après le perçage, afin de loger la tête d'un rivet ou d'un boulon, le défaut en entrée du trou disparaît (Figure I. 48) à condition que l'étendue du délaminage reste inférieure au diamètre maxi de fraisurage.

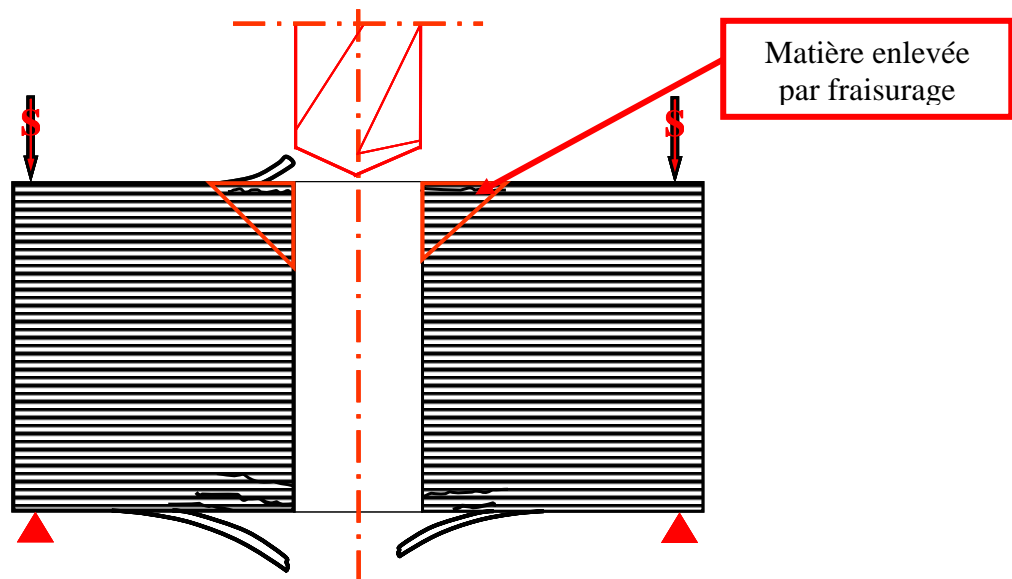


Figure I. 48 : Défaut à l'entrée du trou éliminé suite au fraisurage

4.2. Défauts sur la paroi du trou

Les mesures effectuées avec la caméra à thermographie infrarouge montrent l'évolution de la température de la plaque et de l'outil durant le perçage. Une augmentation importante de la température peut provoquer la dégradation de la matrice. En effet, si la température maximale atteinte durant le perçage est supérieure à la température de transition vitreuse de la matrice époxy, une dégradation importante de celle-ci peut se produire dans l'épaisseur du matériau.

La Figure I. 49 montre une cartographie de la température dans le stratifié et sur l'outil $\frac{3}{4}$. Le contact outil/matière engendre une élévation de température dont la valeur maximale atteinte est

aux environs de 160°C (pour une avance de 0.3 mm/tr), soit une température proche de celle du palier de réticulation de la matrice époxy retenue pour ce matériau (180°C). Cette élévation de température peut expliquer la dégradation de la matrice époxy sur la paroi du trou car sa température de transition vitreuse (180°C) est atteinte localement.

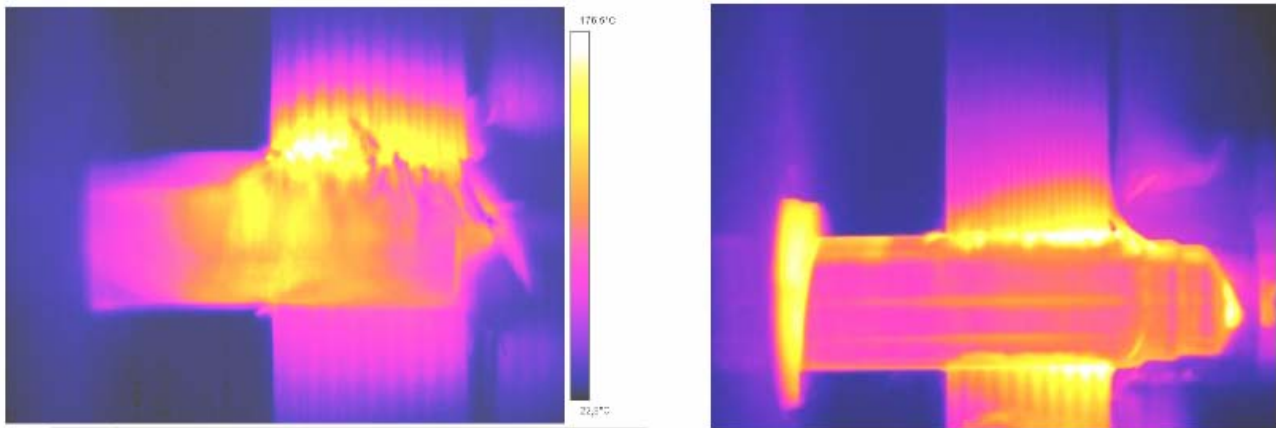


Figure I. 49 : Distribution de la température durant le perçage à 0.3 mm/tr avec les deux outils

Il apparaît également lors de ces observations que la géométrie de l'outil n'a pas d'influence significative sur le champ de température dans le matériau. La courbe de la Figure I. 50 (avance de 0.3 mm/tr) montre que la température de la plaque augmente fortement lorsque les deux arêtes principales de coupe entrent dans la matière. Une fois l'outil dans la matière, la température se stabilise jusqu'à la sortie de la pointe de l'outil. Juste avant la sortie, on note une élévation de température. Cette élévation de température peut s'expliquer par la flexion après rupture des derniers plis usinés qui continuent à frotter contre les listels du foret.

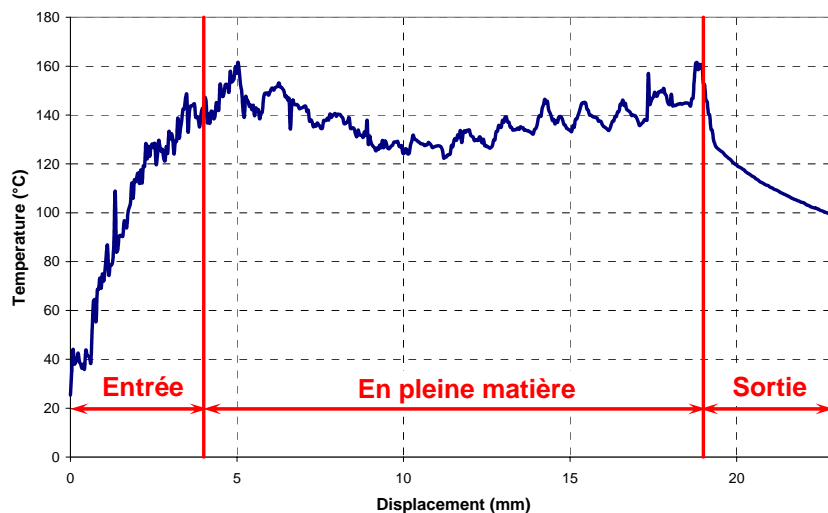


Figure I. 50 : Température de perçage à une avance de 0.3 mm/tr

De fait, il apparaît au vu de l'ensemble des essais effectués que l'avance n'a pas d'influence significative sur la température maximale atteinte dans le matériau durant le perçage. Par contre, l'importance de la vitesse de rotation de l'outil sur la chaleur dégagée durant le perçage semble primordiale et doit être étudiée.

Le perçage avec lubrification peut permettre de diminuer l'amplitude de température et donc de réduire l'amplitude des défauts sur la paroi du trou, tout en améliorant la durée de vie de l'outil ([43], [44], [45]).

4.3. Défauts en sortie du trou

Les défauts en sortie de plaque sont considérés comme étant les défauts majeurs [5]. En effet, la longueur des fissures entre les derniers plis est toujours importante et atteint une longueur supérieure à 15 mm par rapport au centre du trou pour une avance $f = 0.25$ mm/tr (environ le double du diamètre du foret). La mise en place de ces fissures et leur propagation ont pu être clairement observées en temps réel pendant l'usinage.

Tout d'abord, l'observation en temps réel du perçage montre que, à la sortie de la plaque, les fissures sont d'abord initiées sous l'âme (Figure I. 52-a). Cette fissuration débute lorsqu'il reste quelques plis non coupés sous le foret. Ensuite, les fissures se propagent à travers les plis avec l'avance de l'outil. Lorsqu'elles atteignent le dernier pli, celui-ci fléchit sous l'effort de poussée et le délaminage se propage. Les prises de vues réalisées prouvent ainsi que l'âme du foret a une action prépondérante dans l'initiation de la fissuration. Ceci s'explique par le fait que l'âme du foret ne coupe pas la matière, mais la pousse fortement, ce qui est clairement visible lors de l'observation. Ce résultat est obtenu pour les trois outils testés.

Ensuite, la rupture du dernier pli se produit sous l'âme. Il est observé que le délaminage se propage alors sous l'action des deux arêtes de coupe principales qui tendent à faire fléchir le dernier pli (Figure I. 52-b). Là encore, les prises de vues permettent d'identifier clairement le rôle des arêtes de coupe et de l'effort axial dans la propagation du délaminage en sortie de trou. De plus, il apparaît que le mode I de rupture est prépondérant. Les fissures propagées suivant ce mode sont clairement observées alors que les modes II et III apparaissent négligeables.

Les fissures atteignent enfin une longueur maximum lorsque les deux becs débouchent de la plaque (Figure I. 52-c). La longueur maximale des fissures de délaminage du dernier pli est supérieure au rayon de l'outil mais reste inférieure au diamètre de l'outil (Figure I. 51).

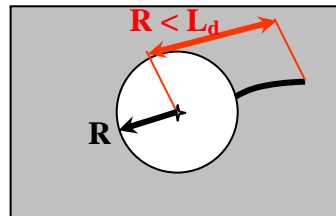


Figure I. 51 : Délaminage en sortie du trou

Lorsque les becs sont sortis de la plaque, une vibration importante du dernier pli arraché est observée. Celui-ci frotte de façon importante contre les deux listels du foret, ce qui peut expliquer l'augmentation de température en sortie observée précédemment.

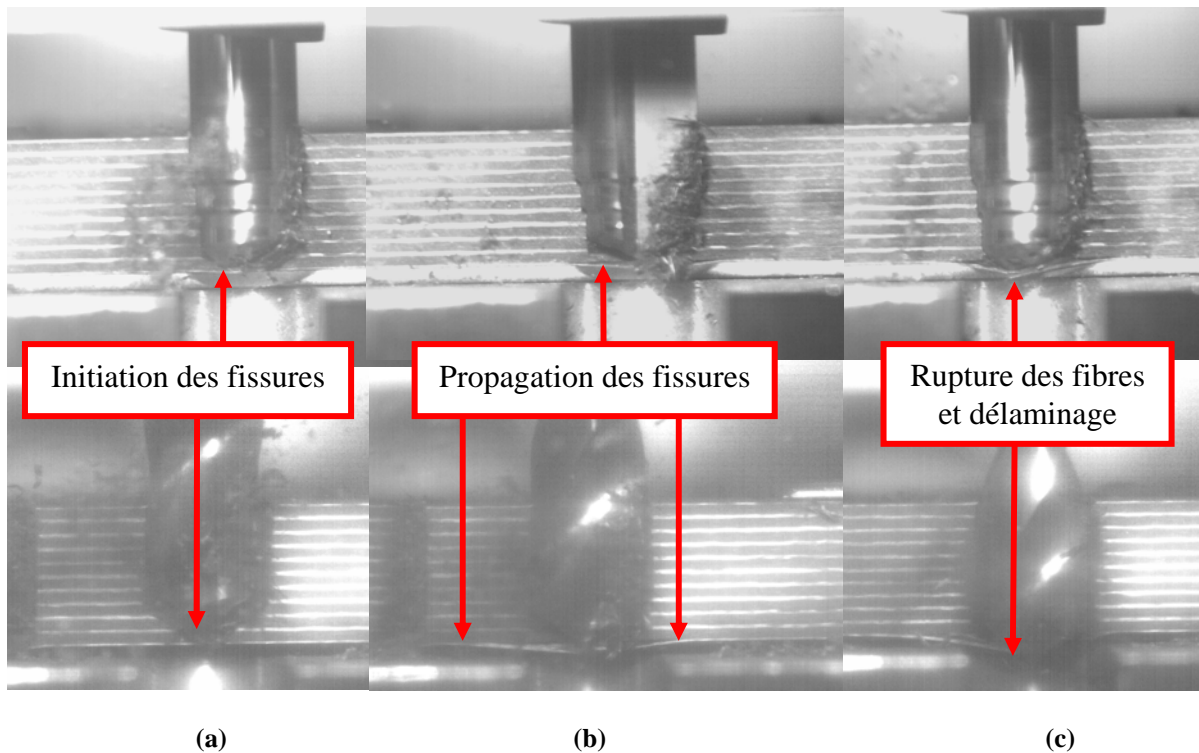


Figure I. 52 : Défauts à la sortie du trou pour une avance 0,3 mm/tr

Suite à ces observations, les délaminages obtenus en sortie ont été mesurés pour chaque essai. Ceci a permis de mettre en évidence l'accroissement de l'amplitude maximale de délaminage avec l'augmentation de l'avance (f) pour les deux géométries d'outils testées (Figure I. 53). Les longueurs de délaminage ont des valeurs proches pour les deux forets utilisés et pour l'outil $\frac{3}{4}$ pour une avance (f) donnée. On note un délaminage (écaillage) à la sortie dû à l'outil $\frac{3}{4}$ légèrement supérieur à celui des deux forets hélicoïdaux. On s'aperçoit globalement sur cette figure que l'on a toujours la présence d'un délaminage pour une avance supérieure à 0,05 mm/tr.

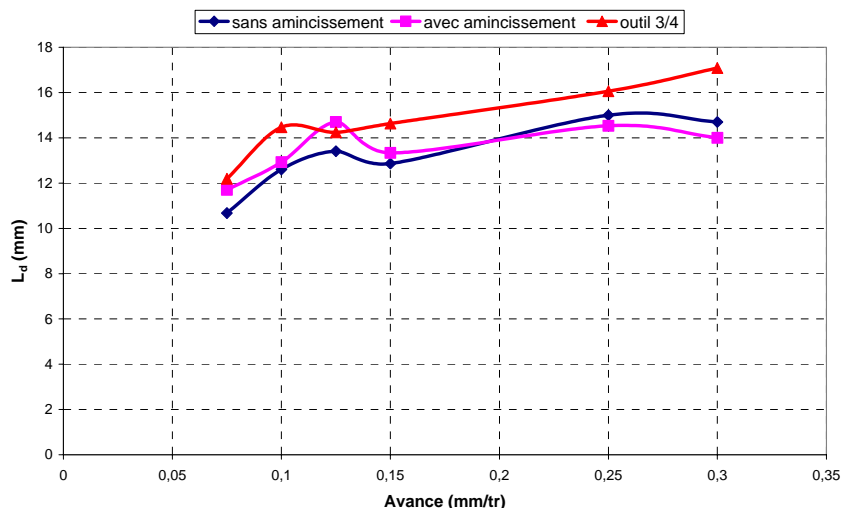


Figure I. 53 : Délaminage en fonction de l'avance f à la débouchure du trou

Afin de limiter ces défauts en sortie du trou, plusieurs solutions sont envisageables :

- Utiliser, si possible, une plaque d'appui au droit de la débouchure du trou,

- Diminuer la vitesse d'avance de l'outil afin de minimiser l'effort de pénétration F_z du foret,
- Préférer les outils sans âme ou avec âme coupante et sans becs,
- Placer en dernier pli un tissu taffetas qui présente une meilleure tenue au délaminage et qui supprime le couple galvanique (si celui-ci est en verre) entre le composite et la structure métallique lors de l'assemblage.

Nous avons ainsi répété les observations expérimentales avec la caméra à prise de vue rapide sur des éprouvettes avec pli de verre en peaux. La Figure I. 54 montre que les fissures propagées en perçage d'une plaque en composite avec un pli taffetas (en verre dans ce cas) sont réduites et ne dépassent pas le bord du trou. Il apparaît que seul le pli de verre s'écaille, laissant le stratifié carbone non endommagé en sortie.

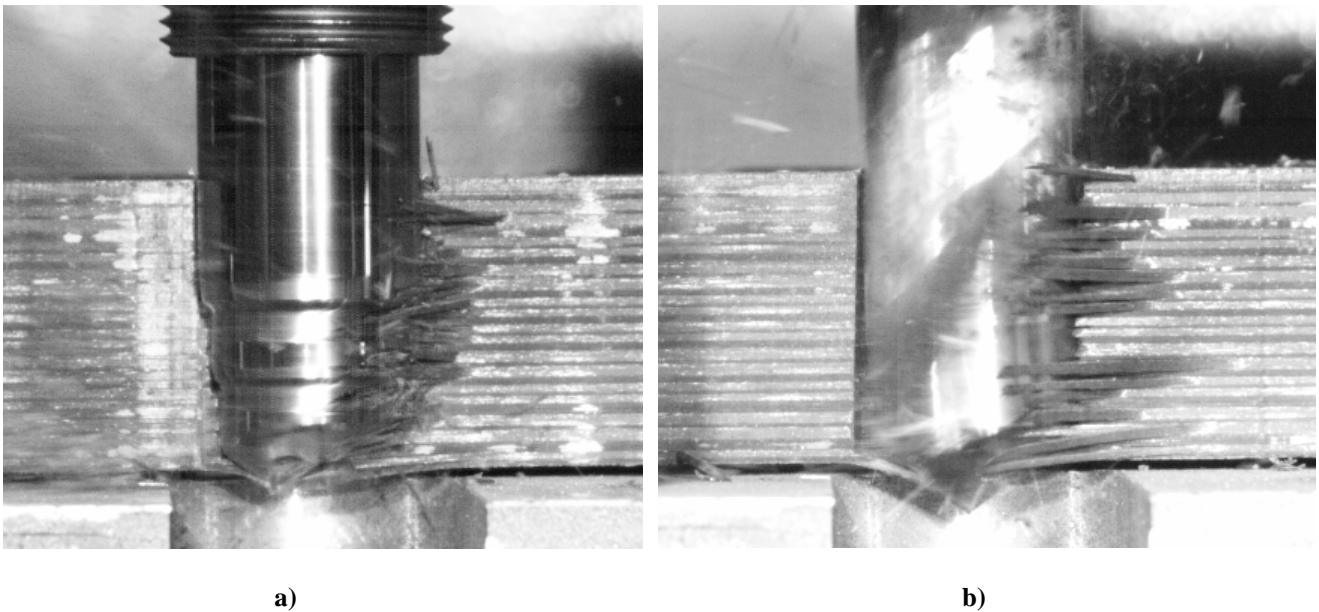


Figure I. 54 : Défauts à la sortie du trou avec un tissu taffetas en verre en dernier pli : a) perçage avec un outil $\frac{3}{4}$ et b) perçage avec un foret hélicoïdal

D. Conclusion

Plusieurs géométries d'outils ont été étudiées dans la partie bibliographique. Les efforts critiques de délaminage de ces différentes géométries ont été calculés. Les forets étagés (modélisation du dernier étage) et les forets scies présentent les efforts critiques les plus importants, ce qui montre l'importance de l'effet de l'âme et le rôle différent des arêtes de coupe. Il est donc important de mettre au point une modélisation de l'effort critique de délaminage qui distingue les effets des différentes parties actives de l'outil. Les trépanns présentent également un effort critique important mais l'utilisation de ces outils reste limitée du fait de la difficulté de l'évacuation des copeaux. Ensuite, des modélisations de l'effort axial de coupe ont été présentées, mais ces modèles d'effort de coupe ne répondent pas à l'objectif désiré : ils demandent beaucoup d'essais pour identifier les différents coefficients et certains ne sont pas adaptables directement au cas du perçage avec avant trou. Cependant, l'hypothèse de décomposition de la géométrie de l'outil en plusieurs zones peut être utilisée pour le perçage des gros diamètres.

Le phénomène de délaminage pendant le perçage a été identifié comme étant le principal défaut. Le défaut à la sortie du trou est le défaut majeur durant le perçage. Ce défaut est directement lié à la vitesse d'avance (V_f) ainsi qu'à la géométrie de la partie active de l'outil. Les fissures et le délaminage du dernier pli se voient à l'œil nu et peuvent avoir une longueur supérieure au diamètre de l'outil. Plusieurs solutions existent pour éviter ce délaminage ; le perçage avec une cale d'appui, qui réduit le délaminage à la sortie ; l'introduction d'un tissu de verre, qui limite fortement la propagation des fissures ; une sélection réfléchie de la géométrie de l'outil et de la vitesse d'avance, qui améliore la qualité du trou.

Il apparaît également que les défauts de dégradation de la matrice sont liés à la température atteinte dans le matériau au cours du perçage. En effet, une valeur importante de la température atteinte dans le matériau composite durant le perçage a été détectée et montre que la température du palier de réticulation de la matrice époxy est atteinte. Cela montre l'intérêt d'étudier dans le futur l'influence de la vitesse de rotation de l'outil sur les températures atteintes, ainsi que l'utilisation de la lubrification.

En conclusion, et d'après cette partie de recherche bibliographique et d'observations, il paraît intéressant dans un premier temps de développer une modélisation de l'effort critique en perçage valable pour tout outil/matériau composite. Ensuite, il apparaît nécessaire de mettre au point un modèle décomposé d'effort de coupe en perçage avec ou sans avant-trou permettant la prise en compte de géométrie d'outils très différentes. Enfin, ces modélisations seront couplées afin de déterminer les conditions de coupe critiques de délaminage et donc d'atteindre les objectifs de l'industriel. Dans un premier temps, l'effort critique de délaminage d'un matériau orthotrope est modélisé analytiquement. Dans le chapitre II, plusieurs modèles de chargement sont développés afin de pouvoir choisir pour une géométrie d'outil donnée le modèle le plus adaptable et enfin l'effort critique correspondant. Ces modèles sont validés par une modélisation numérique et par une partie expérimentale. Dans un deuxième temps, dans le chapitre III, un modèle d'effort en perçage est construit. Ce modèle s'adapte au perçage et à l'alésage pour une géométrie d'outil donnée. Enfin, ces deux parties sont fusionnées dans le dernier chapitre pour en déduire les conditions de coupe critiques.

Notre objectif est de calculer les conditions de coupe critiques de délaminage car le zéro écaillage paraît aujourd'hui irréalisable en perçage carbone époxy sans tissu taffetas en peau.

Dans l'avenir, il faut développer un critère d'écaillage mini et un modèle liant l'effort critique aux valeurs d'écaillage afin d'atteindre l'objectif industriel.

Chapitre II

Modélisation du délaminage

A. Modélisation analytique

1. Introduction

Les résultats obtenus lors des observations expérimentales rejoignent les constats de l'étude bibliographique sur la prépondérance du défaut de délaminage à la sortie. Dans ce cadre, plusieurs hypothèses de modèle analytique isotrope et orthotrope ont été développées pour calculer l'effort critique de délaminage durant le perçage des matériaux composites.

La théorie classique des plaques [46] permet de modéliser la force axiale critique de délaminage (F_{ZC}), lors du perçage d'un matériau isotrope, appliquée par l'outil, en fonction de l'énergie critique de propagation des fissures en mode I et ce pour une épaisseur de plaque donnée.

Plusieurs études ont été menées sur le perçage. Dans ces études ([1], [5], [14], [17], [30]), l'effort critique de délaminage en perçage a été estimé pour une faible épaisseur restante non usinée en utilisant des approches numériques et analytiques.

Hocheng et al ([5], [11]) considèrent la force de poussée du foret comme étant la cause principale du délaminage. Ils ont développé une relation qui exprime la force critique de délaminage en fonction des propriétés du matériau et de l'épaisseur restante. Ils admettent un comportement du matériau isotrope et une surface de fissures circulaire sous l'outil. De plus, ils ont utilisé la théorie classique de la flexion des plaques circulaires minces encastrées sur sa périphérie et soumises à un chargement ponctuel concentré afin de déterminer la force critique de délaminage.

Dans ce chapitre, une approche similaire est utilisée pour prédire l'effort critique de délaminage durant l'opération de perçage. Cependant, nous considérons un matériau à comportement orthotrope. De plus, plusieurs hypothèses de chargement et de modélisation des appuis sont prises en compte afin de définir l'hypothèse la plus proche de la réalité pour un couple outil/matériau donné. Une technique expérimentale a été utilisée pour mesurer l'effort de délaminage et pour valider le modèle analytique. De même, un modèle numérique est développé. Par ailleurs, nous avons vu que les différentes parties actives des outils de perçage jouent un rôle différent. Il paraît donc important de modéliser l'action de chacune de ces zones de l'outil. Ainsi, nous avons travaillé sur une décomposition de l'effort critique en fonction de la géométrie de l'outil et de l'action des différentes parties actives le constituant.

2. Approche analytique

Durant le perçage et lorsque le foret approche de la débouchure, l'épaisseur de matériau restante non usinée sous l'outil réduit, ce qui conduit à une diminution de la rigidité des plis non usinés. Il s'en suit une déformation des derniers plis en flexion et par conséquent la propagation des fissures créant du délaminage. La Figure II. 1 montre le délaminage d'un matériau composite en carbone/époxy fibres longues à la sortie du trou percé. La forme exacte de la surface délaminée est difficile à prédire.

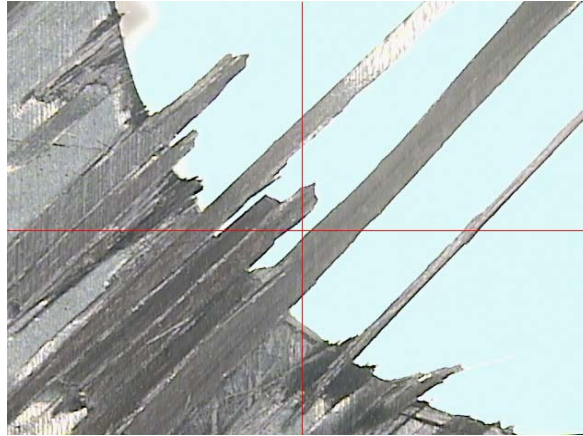


Figure II. 1 : Délaminage à la sortie du trou

En première approche, nous considérons que l'initiation des fissures est due au seul contact entre l'outil et les dernières couches de la plaque percée. De plus, la propagation de ces fissures initiées par le contact outil/matériau dépend uniquement de la mise en place de contraintes normales perpendiculaires au plan des plis (flexion pure, effet de cisaillement négligeable) [1]. L'initiation du délaminage est donc étudiée à partir de l'analyse de l'énergie critique dans le cas du mécanisme linéaire de rupture élastique en mode I. Pour cela, la partie de la plaque localisée au dessous de l'outil est modélisée en une plaque orthotrope mince circulaire encastree sur sa périphérie ou simplement appuyée sur son pourtour extérieur et de diamètre égal à celui des différentes zones modélisées (Figure II. 2). Le cas de l'encastrement est celui privilégié unanimement dans la littérature. Il est donc considéré dans cette étude. Cependant, l'observation expérimentale a montré que la reprise de moment circonférentiel est très faible dans le stratifié. C'est pourquoi nous avons également envisagé le cas d'un appui simple. Cette approche ne prend pas en considération la déflexion globale de la plaque. Elle est appliquée seulement à une faible épaisseur à la sortie sous l'outil pour un nombre de plis ne dépassant pas huit plis. Pour une plaque épaisse, les contraintes de cisaillement ne sont pas négligeables et l'hypothèse de flexion pure n'est pas valable.

Dans cette partie, plusieurs hypothèses de chargement ont été prises en compte afin d'assurer l'adaptabilité du modèle analytique à la géométrie de l'outil. Une comparaison des différents efforts critiques analytiques avec la réalité sera faite afin de déterminer le modèle de chargement le plus proche de la réalité.

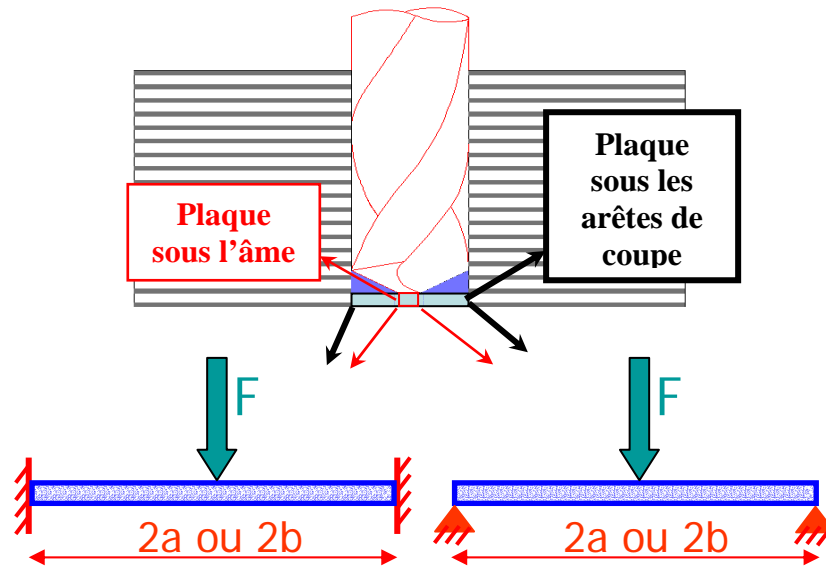


Figure II. 2 : Modèle analytique orthotrope en perçage avant la sortie de l'âme

Pour un foret hélicoïdal, et afin de développer un modèle adaptable à la géométrie du foret, celle-ci est divisée en plusieurs zones (Figure II. 2). Avant la sortie de l'âme, la partie de la plaque localisée sous l'âme est modélisée en une plaque simplement appuyée ou encastée de diamètre égal à celui de l'âme. La partie de la plaque sous les arêtes principales de coupe est modélisée par une plaque encastée ou simplement appuyée de diamètre égal à celui de l'outil. Sur la Figure II. 2, l'effort F représente plusieurs hypothèses de chargement testées.

Après la sortie de l'âme, la partie de la plaque restante sous les arêtes principales de coupe est modélisée en une plaque avec un avant-trou (Figure II. 3). Un encastement ou un appui simple sont utilisés. De plus, différentes hypothèses de chargement sont considérées pour représenter l'effet des arêtes principales de coupe (Figure II. 3).

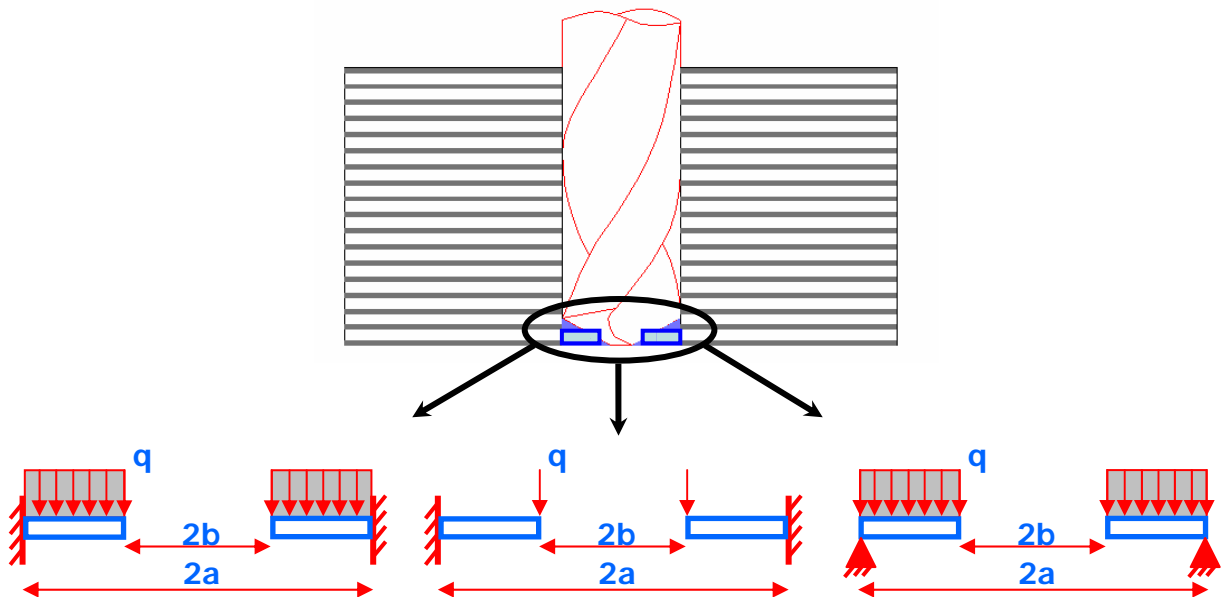


Figure II. 3 : Modèle analytique orthotrope en perçage après la sortie de l'âme

Une approche énergétique basée sur le théorème d'application du travail virtuel à la plaque sous l'outil est utilisée afin d'obtenir la force axiale critique de délaminage à déterminer (F_{ZC}).

Durant le perçage, le mouvement de l'outil est associé à une distance dX . Un travail produit par l'effort axial (F_Z) et fonction de cette distance tend à faire fléchir la plaque et à propager les fissures. La loi de conservation de l'énergie s'écrit d'après Hocheng et al [5] :

$$\delta W = \delta U + \delta U_d \quad (\text{II.1})$$

Le rayon a de l'outil est le paramètre qui varie virtuellement (où δa est la longueur fictive des fissures). Alors, δW le travail virtuel élémentaire des forces extérieures s'écrit :

$$\delta W = \frac{\partial W}{\partial a} \delta a = \frac{\partial \left(\iint_s F dS \right)}{\partial a} \delta a \quad (\text{II.2})$$

S étant la surface de la plaque. δU est la variation virtuelle de l'énergie potentielle U donnée par :

$$2U = \int_s \left[M_{xx} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + M_{yy} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2M_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right] ds \quad (\text{II.3})$$

δU_d est la variation de l'énergie absorbée par la propagation des fissures. L'énergie de délaminage U_d est le produit de l'énergie critique de propagation des fissures en mode I (G_{IC}) et de la surface circulaire :

$$U_d = G_{IC} \times S = G_{IC} \pi a^2 \quad (\text{II.4})$$

Pour le calcul de l'énergie potentielle et du travail, le déplacement transversal $w(r)$ de la plaque circulaire encastree de rayon (a) doit être calculé en fonction de l'effort axial (un exemple de calcul de l'effort critique de délaminage est présenté en détail pour un chargement uniformément réparti dans l'Annexe 2-1). En utilisant la théorie des plaques de Timoshenko [46] appliquée aux plaques circulaires axisymétriques chargées transversalement avec des petites déformations, et en prenant en compte un effort tranchant d'intensité Q , l'équation d'équilibre de la plaque est donnée en coordonnées polaire par :

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dw(r)}{dr} \right) \right] = \frac{Q}{D} \quad (\text{II.5})$$

Avec D pour un matériau orthotrope :

$$D = \frac{1}{8} (3D_{11} + 3D_{22} + 2D_{12} + 4D_{66}) \quad (\text{II.6})$$

Les expressions des D_{ij} sont exposées dans l'annexe 2-1.

Q varie suivant le rayon (r) de la plaque pour chaque modèle de chargement.

2.1. Modélisation de l'effet de l'âme

La partie de la plaque localisée sous l'âme est modélisée par une plaque soumise à plusieurs types de chargement (voir Figure II. 2). Pour une plaque circulaire simplement appuyée, le déplacement vertical et le moment autour de l'axe θ (en coordonnées polaires r, θ, Z) sont nuls le long de la circonférence de la plaque. Pour une plaque encastree, le

déplacement et la pente de la déformée aux points de l'encastrement sont nuls ($w(a) = w'(a) = 0$). Les efforts critiques de délaminage correspondant aux différents cas de chargement sont calculés analytiquement pour une plaque simplement appuyée et une plaque encastree :

2.1.1. Plaque simplement appuyée

2.1.1.1. Chargement uniformément réparti

La Figure II. 4 montre la plaque simplement appuyée soumise à un chargement uniformément réparti sur toute la plaque et d'intensité surfacique q . Dans ce cas, on considère que l'effort appliqué par l'âme est uniformément engendré par toute sa longueur. En faisant une coupe circulaire de rayon (r) et en isolant la partie circulaire restante (voir annexe 2-1), l'effort tranchant s'écrit :

$$Q = \frac{q \cdot r}{2} \quad (\text{II.7})$$

En remplaçant l'effort tranchant par sa valeur en fonction de l'intensité (q) dans l'équation d'équilibre précédente (II.5), en résolvant l'équation différentielle et en posant les conditions aux limites, la flèche en tout point de la plaque sera :

$$w(r) = \frac{q}{64D} \cdot \frac{(r^2 - b^2)(r^2(1 + \nu_{r\theta}) - b^2(5 + \nu_{r\theta}))}{(1 + \nu_{r\theta})} \quad (\text{II.8})$$

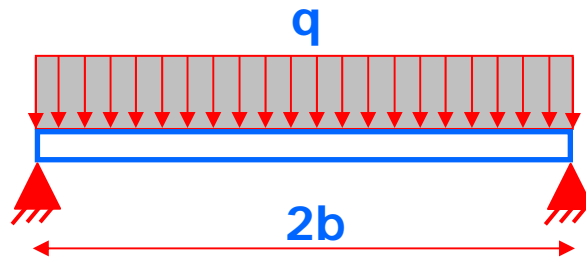


Figure II. 4 : Chargement uniformément réparti avec un bord simplement appuyé

L'équation de la déformée étant connue, le calcul du travail et des énergies virtuels peut être fait et la résolution de l'équation de conservation de l'énergie donne l'expression de l'effort axial résultant critique de délaminage pour ce modèle de chargement :

$$F_{ZC} = 8\pi(1 + \nu_{r\theta}) \sqrt{\frac{G_{IC}D}{\frac{(7 + 8\nu_{r\theta} + \nu_{r\theta}^2)}{3} - \frac{D'}{8D}}} \quad (\text{II.9})$$

Avec :

$$D' = \frac{(D_{11} + D_{22})(9 + 2\nu_{r\theta} + \nu_{r\theta}^2)}{2} + \frac{(D_{12}(25 + 2\nu_{r\theta} + \nu_{r\theta}^2) + 2D_{66}(1 + 2\nu_{r\theta} + \nu_{r\theta}^2))}{3} \quad (\text{II.10})$$

Cet effort critique de délaminage est indépendant du diamètre de l'âme. Il ne dépend que du matériau composite usiné. En effet, le diamètre de l'âme n'apparaît pas dans l'expression de cet effort critique ; D_{ij} est également indépendant du diamètre.

2.1.1.2. Chargement ponctuel appliqué au centre de la plaque

Dans le cas d'outils présentant un affûtage de l'âme, l'effet de l'âme peut être représenté par un effort ponctuel centré, en considérant que la force d'extrusion est concentrée sous l'axe de l'outil. L'effort tranchant dû à ce chargement est :

$$Q = \frac{F}{2\pi r} \quad (\text{II.11})$$

Les expressions littérales de la flèche et de la force critique de ce type de chargement sont plus compliquées que celles du chargement précédent. La flèche due à ce chargement est sous la forme :

$$w(r) = \frac{F}{16\pi D} \cdot \frac{\left(r^2 \ln\left(\frac{r^2}{b^2}\right) - 3r^2 + r^2 \nu_{r\theta} \ln\left(\frac{r^2}{b^2}\right) - r^2 \nu_{r\theta} + 3b^2 + b^2 \nu_{r\theta} \right)}{(1 + \nu_{r\theta})} \quad (\text{II.12})$$

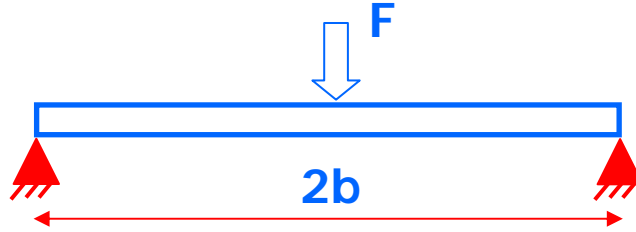


Figure II. 5 : Force ponctuelle appliquée à une plaque à bord simplement appuyé.

Et la force critique est alors :

$$F_{ZC} = 4\pi(1 + \nu_{r\theta}) \sqrt{\frac{G_{IC} D}{(3 + 4\nu_{r\theta} + \nu_{r\theta}^2) - \frac{3D''}{8D}}} \quad (\text{II.13})$$

Avec :

$$D'' = \frac{(D_{11} + D_{22})(11 + 6\nu_{r\theta} + 3\nu_{r\theta}^2)}{6} + \frac{(D_{12}(9 + 2\nu_{r\theta} + \nu_{r\theta}^2) + 2D_{66}(1 + 2\nu_{r\theta} + \nu_{r\theta}^2))}{3} \quad (\text{II.14})$$

2.1.1.3. Chargement à répartition triangulaire

La modélisation précédente ne prend pas en compte l'effet de la partie affûtée de l'âme. En considérant le rôle de la variation de la vitesse de coupe sur la longueur de la partie centrale, un chargement triangulaire est étudié. Cette modélisation de chargement permet d'appliquer un effort plus important au centre que sur la périphérie de l'âme. Le chargement peut être exprimé par :

$$q = Ar + B \quad (\text{II.15})$$

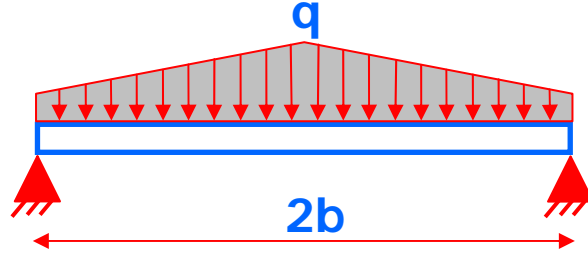


Figure II. 6 : Cas d'un chargement triangulaire avec articulation au bord de la plaque

Dans ce cas, l'effort modélisé suit une loi linéaire en fonction du rayon r , ce qui donne :

$$F_z = \int_0^b 2\pi r (Ab + B) dr \Rightarrow B = \frac{2\pi Ab^3 - F_z}{3\pi b^2} \quad (\text{II.16})$$

En intégrant l'équation d'équilibre, on obtient l'expression de la flèche :

$$w(r) = \frac{-1}{14400\pi b^2 D(1+\nu_{r\theta})} \left(-64Ar^5\pi b^2 - 64Ar^5\pi b^2\nu_{r\theta} - 225r^4F - 225r^4\nu_{r\theta}F + 150Ar^4\pi b^3 + 150Ar^4\pi b^3\nu_{r\theta} - 140Ar^2\pi b^5\nu_{r\theta} \right) \\ \left(-260Ar^2\pi b^5 + 450Fr^2b^2\nu_{r\theta} + 1350r^2b^2F + 174A\pi b^7 + 54A\pi b^7\nu_{r\theta} - 1125b^4F - 225b^4\nu_{r\theta}F \right) \quad (\text{II.17})$$

L'effort axial critique correspondant à ce cas de chargement s'écrit alors :

$$F_{ATC} = \frac{1}{3360D_{66} - 3360D_{12} + (4200 + 11760\nu_{r\theta} + 840\nu_{r\theta}^2)D} \pi \sqrt{3} \left(\frac{1}{3} \left(57408D^2A^2a^6 + 270950400D^3G_{IC} \right) \nu_{r\theta}^4 + \frac{1}{3} \left(4335206400G_{IC}D^3 \right) \nu_{r\theta}^3 + \frac{6089600}{3} G_{IC}D \left(A^2 \left(D + \frac{1876}{47575}D_{66} - \frac{1876}{47575}D_{12} \right) a^6 + \frac{2878848}{1903} \left(D - \frac{2}{17}D_{12} + \frac{2}{17}D_{66} \right) \right) D\nu_{r\theta}^2 + \frac{4139776}{3} \left(\left(D - \frac{12460}{16171}D_{12} + \frac{12460}{16171}D_{66} \right) A^2a^6 + \frac{25401600}{16171} \left(D - \frac{1}{3}D_{12} + \frac{1}{3}D_{66} \right) G_{IC}D \right) D\nu_{r\theta} + \frac{749120}{3} A^2 \left(D^2 + \left(-\frac{17864}{11705}D_{12} + \frac{17864}{11705}D_{66} \right) D + \frac{7056}{11705} (D_{66} - D_{12})^2 \right) a^6 + 451584000 \left(D + \frac{4}{5}D_{66} - \frac{4}{5}D_{12} \right) D^2G_{IC} \right) + 440 \left(\left(\frac{106}{11}\nu_{r\theta} + \nu_{r\theta}^2 + \frac{39}{11} \right) D - \frac{28}{11}D_{12} + \frac{28}{11}D_{66} \right) Aa^3 \right) \quad (\text{II.18})$$

2.1.1.4. Chargement uniformément réparti sur un disque

Pour des outils de gros diamètres présentant une longueur d'âme importante, il peut être intéressant de modéliser l'effort d'extrusion appliqué par la partie centrale par un chargement uniformément réparti sur un disque. Ce cas de chargement est plus compliqué que les autres cas en terme de calcul. La Figure II. 7 montre ce cas de chargement.

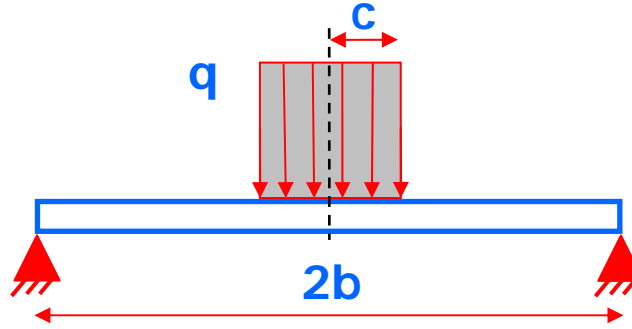


Figure II. 7 : Chargement uniformément réparti sur un disque avec bord articulé

La flèche de la plaque due à ce chargement est décomposée en deux parties, une partie pour les rayons inférieurs à (c) et une autre partie pour les rayons supérieurs à (c). D'où les expressions de ces deux flèches sont :

$$r \leq c \Rightarrow w_1(r) = \frac{1}{64Db^2(1+\nu_{r\theta})} q \left(\begin{aligned} &8 \left(r^2 + \frac{1}{2}c^2 \right) c^2 b^2 (1+\nu_{r\theta}) \ln\left(\frac{c}{b}\right) + 4c^2 (\nu_{r\theta} + 3)b^4 + \\ &\left((-3\nu_{r\theta} - 7)c^4 - 8c^2 r^2 + r^4 (1+\nu_{r\theta}) \right) b^2 - 2c^4 r^2 (-1+\nu_{r\theta}) \end{aligned} \right) \quad (\text{II.19})$$

$$r > c \Rightarrow w_2(r) = -\frac{1}{32Db^2(1+\nu_{r\theta})} \left(-4 \left(r^2 + \frac{1}{2}c^2 \right) (1+\nu_{r\theta}) b^2 \ln\left(\frac{r}{b}\right) + (r^2 - b^2)((2\nu_{r\theta} + 6)b^2 + c^2(-1+\nu_{r\theta})) \right) c^2 q$$

L'effort critique est :

$$F_{ADC} = - \frac{\left(\pi \sqrt{32} \left[G_{IC} \left(\left(\frac{7}{3}D - \frac{4}{3}D_{12} + D\nu_{r\theta}^2 \right) b^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{2D\nu_{r\theta} + D\nu_{r\theta}^2 + \frac{1}{3}D \right) c^2 \right) \left(b^2 - \frac{1}{2}c^2 \right)^{1/2} (1+\nu_{r\theta})Db^2 \right] \right)}{\left(\left(\left(\nu_{r\theta}^2 + 6\nu_{r\theta} + \frac{7}{3} \right) b^2 - \frac{1}{2}c^2(-2\nu_{r\theta} + \nu_{r\theta}^2 - \frac{1}{3}) \right) D - \frac{4}{3} \left(b^2 + \frac{1}{2}c^2 \right) (D_{12} - D_{66}) \right) \left(b^2 - \frac{1}{2}c^2 \right)} \quad (\text{II.20})$$

Dans ce cas, l'effort critique est en fonction du diamètre de l'âme ainsi que du rayon c.

2.1.2. Plaque encastree

Les mêmes cas de chargement sont à nouveau étudiés avec l'hypothèse d'encastrement.

2.1.2.1. Chargement uniformément réparti

La Figure II. 8 montre la plaque encastree soumise à un chargement uniformément réparti q. L'effort tranchant est identique à celui calculé précédemment (équation (II.7)).

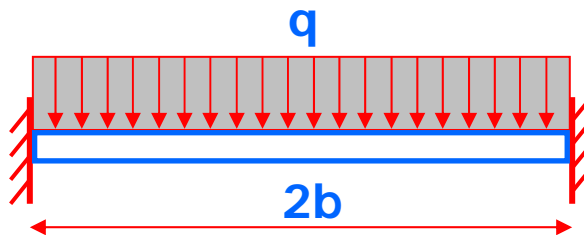


Figure II. 8 : Chargement uniformément réparti sur une plaque encastree

En résolvant l'équation d'équilibre (II.5) avec les conditions aux limites qui correspondent à une plaque encastree, la flèche en tout point de la plaque est :

$$w(r) = \frac{q(b^2 - r^2)^2}{64 \cdot D} \quad (\text{II.21})$$

L'effort critique est calculé comme précédemment :

$$F_{zu} = 8\pi\sqrt{2G_{IC}D} \quad (\text{II.22})$$

L'expression de l'effort axial résultant critique de délaminage obtenu pour ce modèle de chargement est indépendante du diamètre utilisé.

2.1.2.2. Chargement ponctuel appliqué au centre de la plaque

L'effort tranchant est calculé précédemment pour une plaque simplement appuyée. La flèche en tout point de la plaque est calculée en résolvant l'équation d'équilibre (II.5) :

$$w(r) = \frac{F \left(b^2 - r^2 + 2r^2 \ln \left(\frac{r}{b} \right) \right)}{16\pi D} \quad (\text{II.23})$$

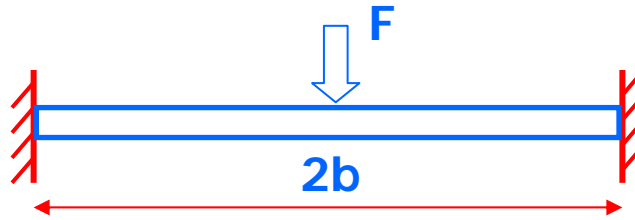


Figure II. 9 : Chargement concentré

Ayant l'équation de la déformée, l'effort axial critique de délaminage est :

$$F_{zp} = 4\pi\sqrt{2G_{IC}D} \quad (\text{II.24})$$

Cette expression rejoint le résultat des travaux de Hocheng et al [5] (équation (I.6)) menés dans le cas d'un matériau isotrope. Elle est indépendante du diamètre utilisé.

2.1.2.3. Chargement uniformément réparti sur un disque

Ce cas de chargement est plus compliqué que les autres cas en terme de calcul. Les expressions de la flèche correspondante sont :

$$\begin{aligned} r \leq c &\Rightarrow w_1(r) = \frac{q}{64Da^2} \cdot \left(a^2 r^4 + \left(8c^2 a^2 \ln \left(\frac{c}{a} \right) - 2c^4 \right) r^2 + 4c^2 \left(a^4 - 3c^4 a^2 + 4c^4 a^2 \ln \left(\frac{c}{a} \right) \right) \right) \\ r > c &\Rightarrow w_2(r) = \frac{q}{64Da^2} \cdot \left(\left(8c^2 a^2 \ln \left(\frac{r}{a} \right) - 2c^4 - 4c^2 a^2 \right) r^2 + 4c^2 a^4 + 2c^4 a^2 + 4c^4 a^2 \ln \left(\frac{r}{a} \right) \right) \end{aligned} \quad (\text{II.25})$$

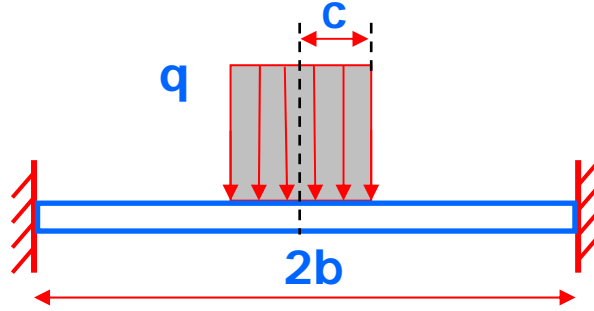


Figure II. 10 : Chargement uniformément réparti sur un disque d'une plaque encastree

L'effort critique de délaminage est alors :

$$F_{zd} = \frac{8\pi b^2}{(2b^2 - c^2)} \sqrt{2G_{ic}D} \quad (\text{II.26})$$

Pour une valeur de c égale à zéro, ce cas de chargement est équivalent au cas de chargement ponctuel.

2.1.2.4. Chargement linéaire circulaire suivant un rayon (c)

Plusieurs familles d'outils présentent une excentration de la pointe. L'outil $\frac{3}{4}$ utilisé par la société Airbus France est doté d'une seule partie active qui présente un premier bec fortement excentré par rapport à l'axe de l'outil. Les essais de perçage des trous sécants en bord de plaques ont montré que les fissures sont initiées sous ce premier bec et propagées par la première arête de coupe principale. L'excentration de la pointe des outils en usinage peut être représentée par un chargement linéaire circulaire de rayon (c). Ce rayon (c) correspond à l'excentration de la pointe par rapport à l'axe de l'outil (voir Figure II. 11). Dans ce cas, le rayon de la plaque correspond à celui du premier étage.

L'effort tranchant dû au chargement circulaire appliqué à cette plaque circulaire se divise en deux :

$$\begin{aligned} r \leq c &\rightarrow Q=0 \\ r > c &\rightarrow Q = \frac{q \cdot c}{r} \end{aligned} \quad (\text{II.27})$$

L'équation de la déformée devient alors :

$$\begin{aligned} r \leq c &\Rightarrow w_1(r) = \frac{qc \left(b^2 - c^2 + 2c^2 \ln\left(\frac{c}{b}\right) \right)}{8D} + \frac{qc \left(b^2 - c^2 + 2b^2 \ln\left(\frac{c}{b}\right) \right)}{8Db^2} \cdot r^2 \\ r > c &\Rightarrow w_2(r) = \frac{qc(b^2 - c^2)}{8Db^2} \cdot r^2 + \frac{q \cdot c^3}{4D} \cdot \ln\left(\frac{r}{b}\right) + \frac{qc}{4D} \cdot r^2 \cdot \ln\left(\frac{r}{b}\right) - \frac{qc}{4D} \cdot r^2 + \frac{qc(b^2 + c^2)}{8D} \end{aligned} \quad (\text{II.28})$$

Les énergies potentielles ainsi que les travaux des efforts extérieurs sont calculés en utilisant les deux flèches de la plaque successivement. L'effort axial critique de ce chargement est une expression plus simple que pour les autres chargements :

$$F_{zc} = \frac{4\pi b^2}{(b^2 - c^2)} \cdot \sqrt{2 \cdot G_{ic} \cdot D} \quad (\text{II.29})$$

Cette expression dépend du rayon de l'âme ainsi que du rayon d'application du chargement circulaire. Pour une valeur de c égale à zéro, l'effort critique résultant est identique à celui généré par un chargement ponctuel appliqué au centre de la plaque.

Nous avons vu dans cette section les hypothèses de chargement et les conditions aux limites pour la modélisation analytique du comportement du stratifié sous l'action de l'âme de l'outil. Par la suite, nous allons étudier l'action des arêtes principales de coupe.

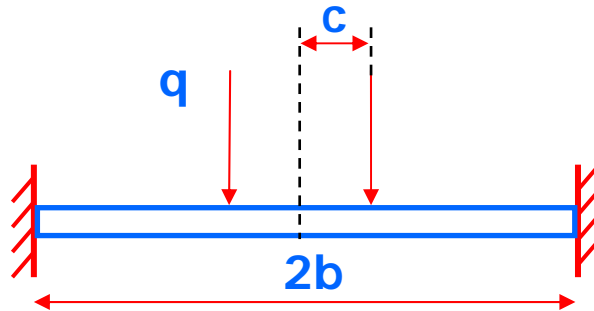


Figure II. 11 : Chargement circulaire linéaire de rayon (c)

2.2. Modélisation de l'effet des arêtes de coupe

Le diamètre de la plaque est pris égal à celui de l'outil (a). La modélisation de l'effet des arêtes principales de coupe peut être faite sans avant-trou et avec avant-trou. Pour un perçage sans avant-trou et quand l'âme n'est pas encore sortie, la modélisation dans ce cas doit prendre en compte en même temps l'effet de l'âme. Un chargement à répartition triangulaire sur une plaque encastree et un chargement combiné d'une force ponctuelle et d'un chargement uniformément réparti sont envisagés dans ce cas. Pour un perçage avec avant-trou ou quand l'âme débouche de la plaque, le modèle considéré est une plaque avec un avant-trou soumise à un chargement uniformément réparti ou un chargement circulaire appliqué au bord de l'avant-trou.

2.2.1. Effet combiné (âme et arêtes de coupe)

2.2.1.1. Chargement à répartition triangulaire sur une plaque encastree

L'effort au centre est plus important que sur la périphérie de l'outil dans cette modélisation de chargement (Figure II. 12). Cela exprime l'influence de la vitesse de coupe sur le chargement de la plaque. En effet, l'effort exercé par le bec de l'outil est moins important qu'une arête plus proche au centre. Ceci est dû à l'augmentation de la vitesse de coupe avec le rayon de l'arête.

En prenant le même effort tranchant utilisé précédemment pour une plaque simplement appuyée et en intégrant l'équation d'équilibre, la flèche obtenue est :

$$w(r) = \frac{I}{14400D} (r-a)^2 (96Aa^3 + 225Ba^2 + 192rAa^2 + 128r^2Aa + 450raB + 225Br^2 + 64Ar^3) \quad (\text{II.30})$$

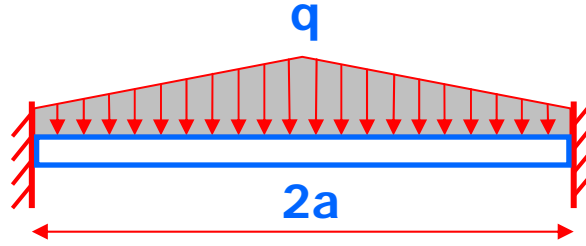


Figure II. 12 : Chargement triangulaire appliqué sur une plaque encadrée

La flèche est fonction de deux paramètres A et B. Pour calculer cette flèche, ayant B en fonction de A, il suffit de fixer le paramètre A. A est la pente de la droite de distribution des efforts. Cette pente peut, par exemple, être choisie en fonction de la pente des arêtes principales de coupe.

L'expression de l'effort critique de poussée devient alors :

$$F_{ZT} = \frac{\pi}{840} \cdot \left(440Aa^3 + \sqrt{270950400G_{IC}D + 57408A^2a^6} \right) \quad (\text{II.31})$$

2.2.1.2. Chargement ponctuel sous l'âme et réparti sous les deux arêtes de coupe appliqué sur une plaque encadrée

Dans ce modèle, l'effet de l'âme est modélisé par un chargement ponctuel et l'effet des deux arêtes de coupe est spécifié par un chargement uniformément réparti sur toute la surface de la plaque circulaire (Figure II. 13).

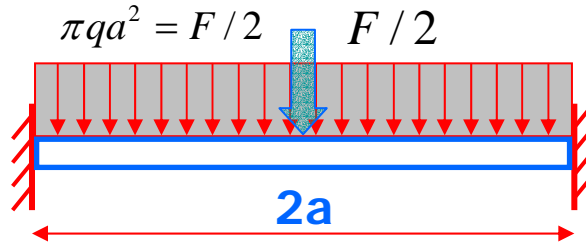


Figure II. 13 : Chargement combiné appliqué sur une plaque encadrée

Pour ce modèle de chargement, le calcul de la flèche est plus compliqué. Afin de limiter la taille des expressions, ayant une loi de comportement élastique pour le matériau étudié, le principe de superposition a été utilisé. Les énergies de déformation et les travaux des efforts extérieurs peuvent être calculés à partir de deux cas de chargements simples (un chargement ponctuel puis un chargement uniformément réparti), et les valeurs finales sont la somme des valeurs obtenues pour chaque cas. La résultante des efforts de poussée est décomposée en un effort exercé par l'âme et en un effort exercé par les arêtes principales de coupe. Dans ce cas, ils ont été choisis égaux. En effet, Hocheng et al [5] ont montré que l'effet de l'âme présente entre 40 et 60% de l'effort total appliqué par un foret hélicoïdal. La force critique de délaminage est alors :

$$F_{ZT} = 16\pi \sqrt{\frac{6G_{IC}D}{13}} \quad (\text{II.32})$$

2.2.1.3. Chargement ponctuel sous l'âme et réparti sous les deux arêtes de coupe appliqué sur une plaque simplement appuyée

L'expression de l'effort critique dû à un chargement composé d'un effort ponctuel sous l'âme et un chargement uniformément réparti sous les arêtes de coupe principales du foret appliqués sur une plaque simplement appuyée (Figure II. 14) est :

$$F_{ACC} = 16\pi(1+\nu_{r\theta}) \sqrt{\frac{6G_{IC}D}{(73+86\nu_{r\theta}+13\nu_{r\theta}^2) - \frac{15D_{11}+15D_{22}+30D_{12}}{D}}} \quad (\text{II.33})$$

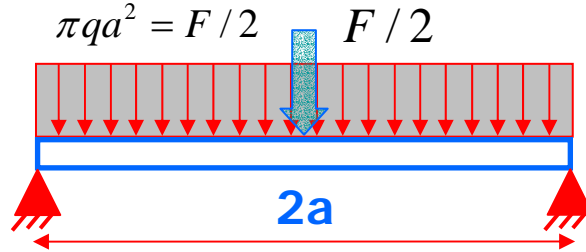


Figure II. 14 : Chargement combiné appliqué sur une plaque simplement appuyée

Ce cas de chargement représente également l'effet de toute la partie active de la géométrie. Comme dans le modèle précédent, le pourcentage de l'effort axial exercé par l'âme peut être modifié en fonction de la forme géométrique de l'outil (longueur de l'âme, angle de la pointe...).

Ces chargements composés représentent en modélisation l'effet combiné de l'âme et des arêtes principales de coupe de l'outil. Afin de ne modéliser que l'effet des arêtes de coupe, nous allons étudier le cas d'un alésage ou d'un perçage avec avant-trou (quand l'âme ou le premier étage débouche de la plaque).

2.2.2. Effet des arêtes de coupe (modélisation de l'alésage)

2.2.2.1. Chargement uniformément réparti sur une plaque encastree

Dans un premier temps, l'effet des arêtes principales de coupe peut être modélisé par un chargement uniformément réparti. Le rayon de l'avant trou est b et le rayon du trou final est a . La Figure II. 15 montre ces rayons ainsi que l'intensité du chargement réparti q . La flèche est calculée sous la forme suivante :

$$w(r) = \frac{I}{64D} \left(\frac{a^2(\nu_{r\theta} - 1)}{-b^2(1 + \nu_{r\theta})} \right) \left(\left(\frac{4b^2a^2(1 + \nu_{r\theta}) \ln\left(\frac{b}{a}\right)}{+((1 - \nu_{r\theta})a^2 + 2r^2(1 + \nu_{r\theta}))b^2} \right) b^2 \ln\left(\frac{r}{a}\right) + (a^2 - r^2) \right) \left(\frac{8b^4(1 + \nu_{r\theta}) \ln\left(\frac{b}{a}\right) + (6 + 2\nu_{r\theta})b^4}{+((5 - 3\nu_{r\theta})a^2 + r^2(1 + \nu_{r\theta}))b^2} \right) q \quad (\text{II.34})$$

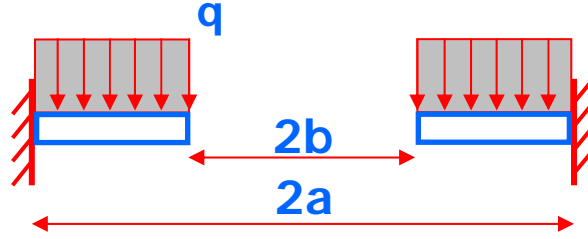


Figure II. 15 : Chargement uniformément reparti avec avant trou appliqué sur une plaque encastree

L'expression de la force critique de delaminage dans ce cas est un peu compliquee. Elle est de la forme suivante :

$$F_{ARC} = 8\pi D \sqrt{\frac{3G_{IC} \left((-1 - \nu_{r\theta})b^2 + a^2 (\nu_{r\theta} - 1) \right)^3 (a^2 - b^2)^3}{L_{AR} (a - b)}} \quad (\text{II.35})$$

L'expression du terme L_{AR} est donnee dans l'annexe 2-2.

2.2.2.2. Chargement circulaire de rayon b applique sur le bord de l'avant trou d'une plaque encastree

Du fait de la conicite de certains outils, le chargement applique peut etre considere reparti sur la circonference de l'avant-trou. Le chargement q est maintenant lineique circulaire de rayon b comme montre sur la Figure II. 16. Le calcul de la fleche donne l'expression suivante :

$$w(r) = \frac{I}{8D \begin{pmatrix} a^2 (\nu_{r\theta} - 1) \\ -b^2 (\nu_{r\theta} + 1) \end{pmatrix}} \left(qb \begin{pmatrix} \begin{pmatrix} -4a^2 b^2 (1 + \nu_{r\theta}) \ln\left(\frac{b}{a}\right) \\ + (-4a^2 - 2r^2 (1 + \nu_{r\theta}))b^2 \\ + 2r^2 a^2 (\nu_{r\theta} - 1) \end{pmatrix} \ln\left(\frac{r}{a}\right) + (a^2 - r^2) \begin{pmatrix} -2b^2 (1 + \nu_{r\theta}) \ln\left(\frac{b}{a}\right) \\ - (\nu_{r\theta} + 3)b^2 + (\nu_{r\theta} - 1)a^2 \end{pmatrix} \end{pmatrix} \right) \quad (\text{II.36})$$

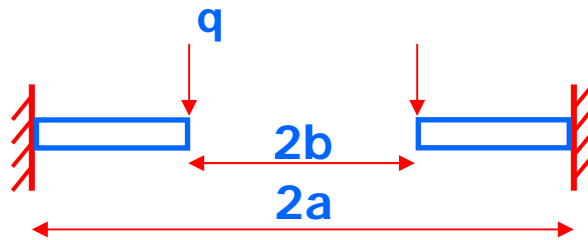


Figure II. 16 : Chargement circulaire applique au bord de l'avant trou

L'expression de l'effort critique de delaminage dans ce cas de chargement est :

$$F_{ACC} = 8\pi D \sqrt{\frac{G_{IC} b \left(b^2 (-\nu_{r\theta} - 1) + a^2 (\nu_{r\theta} - 1) \right)^3}{3L_{AC}}} \quad (\text{II.37})$$

L_{AC} est une longue expression, elle est donnee dans l'annexe 2-3.

2.2.2.3. Chargement uniformément réparti sur une plaque simplement appuyée

Les modélisations précédentes se basent sur l'hypothèse de l'encastrement de la plaque sur sa circonférence. Si l'on considère que le stratifié ne reprend pas les moments circonférentiels, la plaque peut être alors simplement appuyée. Seul le chargement uniformément réparti est étudié pour une plaque simplement appuyée avec un avant-trou. Cette hypothèse de chargement uniformément réparti est présentée sur la Figure II. 17. La flèche correspondant à ce cas de chargement est :

$$w(r) = \frac{-I}{8D(v_{r\theta}^2 - 1)} \left(\left(\left(2b^2 a^2 (1 + v_{r\theta}) \ln\left(\frac{b}{a}\right) + (b + a) \right) \left((1 + v_{r\theta}) b^2 \ln\left(\frac{r}{a}\right) + (a^2 - r^2)(v_{r\theta} - 1) \right) \right) \right. \\ \left. (b^2 - a^2) \left(\left(\left(-\frac{1}{2} v_{r\theta} - \frac{3}{2} \right) a^2 + r^2 (v_{r\theta} - 1) \right) (b - a) \right) \right) \right) q \quad (\text{II.38})$$

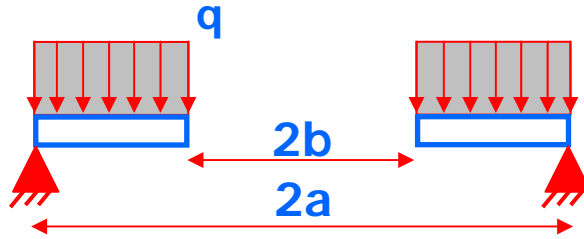


Figure II. 17 : Chargement uniformément réparti sur une couronne simplement appuyée

L'expression de l'effort critique correspondant est donnée également dans l'annexe 2-4.

2.3. Comparaison des différentes hypothèses de chargement

2.3.1. Plaques encastrees sans avant-trou

Afin de comparer les différentes hypothèses de chargement et d'appui, une application numérique a été mise en œuvre. Les entrées du modèle sont le diamètre de l'outil, le diamètre de l'âme, la pente des arêtes de coupe principales et les caractéristiques mécaniques du matériau percé (modules de Young E_l et E_t , coefficient de Poisson ν_{lt} , module de Cisaillement G_{lt} et Taux de restitution en mode I G_{IC}). Pour un couple outil/matériau donné, le modèle calcule alors les différents efforts critiques de délaminage pour les différentes hypothèses de chargement en fonction du nombre de plis non usiné. Le résultat peut être fourni sous forme d'un graphe avec les différentes courbes des différentes hypothèses de chargement en fonction du nombre de plis délamés (Figure II. 18).

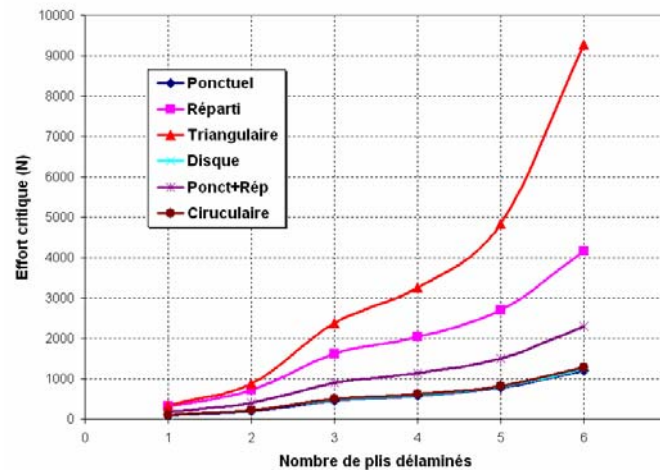


Figure II. 18 : Comparaison des différentes hypothèses de chargement

Ce graphe montre une comparaison entre les différents chargements. Les chargements, qui considèrent principalement l'effet des arêtes de coupe (chargement réparti et chargement à répartition triangulaire), présentent un effort axial critique de délaminage important alors que les hypothèses de chargement qui ne modélisent que l'effet de l'âme présentent un faible effort axial critique. L'effet de l'âme et des arêtes principales de coupe modélisées par un chargement combiné donne un effort critique moyen compris entre les deux efforts présentés précédemment. Ceci explique bien l'importance de l'effet de l'âme. En effet, quand on n'a pas cet effet (chargement réparti et chargement à répartition triangulaire), la plaque présente une résistance au délaminage plus importante que les chargements d'effet de l'âme.

Le choix de la pente A du chargement triangulaire présente une influence importante sur l'effort critique. En effet, une pente positive importante correspond à un effort critique beaucoup plus important que celui du chargement uniformément réparti. Pour une pente nulle, le chargement triangulaire correspond au chargement uniformément réparti. Et enfin, pour une pente négative importante, le chargement s'approche du cas d'un chargement disque ou ponctuel. Sur l'exemple de la Figure II. 18, A est positive ce qui explique pourquoi l'effort critique dû à ce chargement est plus important que celui du chargement uniformément réparti.

De plus, il est remarquable que les courbes des hypothèses de chargement uniforme suivant un disque et de chargement circulaire de diamètre 2 mm sont très proches de ceux du chargement ponctuel. Ces trois types de chargement sont donc équivalents. Cette observation est prévisible puisqu'un diamètre de 2 mm s'approche du cas de chargement ponctuel pour des outils de gros diamètres. A noter que plusieurs diamètres ont été testés dans l'application numérique.

2.3.2. Plaques simplement appuyées

Le même modèle présenté dans la première partie pour la comparaison des plaques encastrees est utilisé pour la comparaison des différentes hypothèses de chargement d'une plaque articulée. Sur la Figure II. 19 et comme dans le cas d'une plaque encastree, les efforts critiques des hypothèses de chargement présentant l'effet des arêtes principales de coupe sont les plus importants. Toutefois, toutes les valeurs des efforts critiques d'une plaque articulée sont plus faibles que celles d'une plaque encastree du fait de la faible résistance des plaques articulées à la flexion (pas de moment résistant à la flexion).

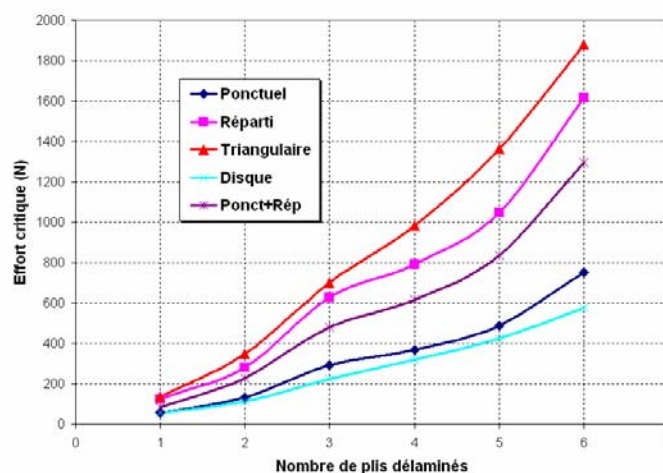


Figure II. 19 : Comparaison des différentes hypothèses de chargement d'une plaque articulée

2.3.3. Plaques encastées avec avant-trou (alésage)

Une application numérique de ce modèle avec avant-trou a été faite avec les deux types de chargement proposés. Un diamètre de l'avant-trou de 12,7 mm (diamètre de l'avant-trou utilisé par Airbus) est choisi pour un diamètre final du trou de 16 mm. Les courbes d'effort critique des deux hypothèses de chargement de cette application numérique lors du perçage sont montrées sur la Figure II. 20. Le chargement uniformément réparti sur toute la plaque présente un effort axial critique plus important que le chargement circulaire. Ceci montre que les alésoirs ayant une meilleure distribution de chargement présentent un effort critique de délaminage plus importants.

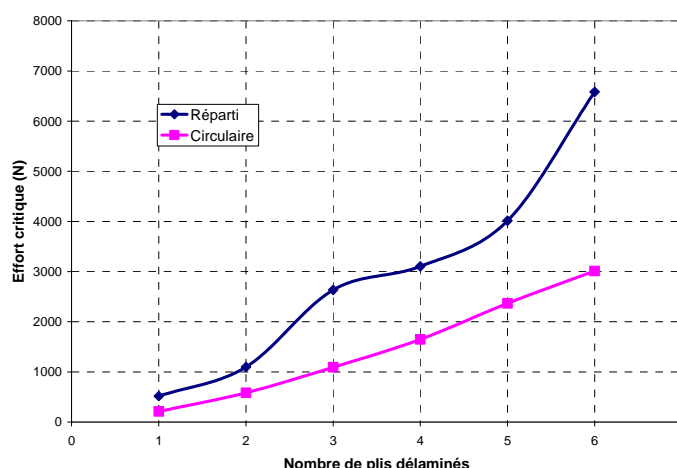


Figure II. 20 : Courbes des efforts critiques du perçage avec avant-trou

Enfin, si l'on compare le perçage avec avant-trou et en pleine matière, en particulier pour l'hypothèse de chargement uniformément réparti sur toute la plaque, on remarque que les efforts critiques du perçage avec avant-trou sont plus importants que les efforts critiques du perçage en pleine matière. Nous retrouvons bien que le perçage avec avant-trou peut être une solution au problème de délaminage.

3. Conclusion

Afin de déterminer analytiquement les efforts critiques de délaminage des différentes parties d'un outil donné, plusieurs modèles sont proposés. Des plaques circulaires minces

modélisent la partie de la plaque localisée sous la première partie de l'outil qui attaque la matière (l'âme pour le foret hélicoïdal et le premier étage pour l'outil $\frac{3}{4}$). D'autres plaques avec un avant-trou modélisent la plaque restante sous les autres différentes zones de l'outil (arêtes de coupe pour le foret hélicoïdal de gros diamètre et les deux derniers étages pour un outil $\frac{3}{4}$). De plus, plusieurs hypothèses de chargement sont proposées. Les efforts critiques correspondant aux hypothèses de chargement réparti sur toute la plaque sont les plus importants. Ceci montre qu'une géométrie d'outils présentant une meilleure distribution de chargement peut limiter le délaminage.

Par ailleurs, le cas d'un perçage avec avant-trou a été également modélisé. Il en ressort que la présence d'un avant-trou amplifie l'effort critique de délaminage.

B. Modélisation numérique

1. Introduction

Plusieurs hypothèses ont été utilisées dans la modélisation analytique de la partie précédente. Une modélisation numérique par la méthode des éléments finis est développée dans cette partie afin de valider l'effort axial critique de délaminage en perçage. Cette modélisation numérique sera comparée également aux résultats expérimentaux.

Pour cela dans les modèles numériques, des fissures fictives ont été initialement créées. Elles permettent de calculer les différents taux de restitution d'énergie le long de la fissure du trou. De plus, la répartition de ces taux de restitution sur un trou et suivant les différents modes d'ouverture des fissures a été étudiée. Le même matériau et les mêmes séquences d'empilement utilisés dans les essais ainsi que dans la modélisation analytique ont été considérés dans cette partie. La forme tronconique du matériau situé sous le foret a été reproduite, dans un premier temps, pour en déduire une modélisation simplifiée. Cette modélisation présente l'effet axial de toute la partie active d'un foret hélicoïdal. Dans un deuxième temps, une modélisation simplifiée avec un fond plat a été développée en considérant plusieurs hypothèses de chargement.

2. Cas d'un perçage sans avant trou

Pour le perçage sans avant trou, deux modèles numériques ont été développés. Le premier modèle, avec un fond conique et deux fissures virtuelles, présente la forme géométrique d'un foret hélicoïdal. Le but est de démontrer que le délaminage prend naissance sous l'âme du foret, afin de simplifier ce modèle par un modèle à fond plat semblable aux modèles analytiques déjà développés.

2.1. Modèle conique pour un foret hélicoïdal avec deux fissures virtuelles

Ce modèle prend en considération la matière qui se trouve sous le foret hélicoïdal. La position la plus favorable à la propagation des fissures a été étudiée dans ce modèle. Deux fissures ont été proposées : la première fissure est au fond du cône (et au niveau de l'âme), et la deuxième fissure est au niveau des becs (Figure II. 21).

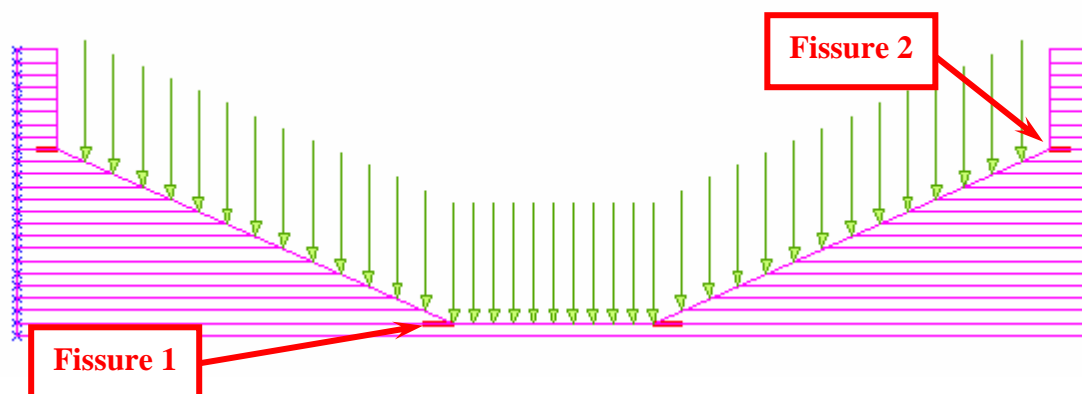


Figure II. 21 : Position des fissures dans le modèle conique

L'étude de ce modèle à l'aide du logiciel Samcef montre que la déformation maximale est au voisinage du fond du cone (Figure II. 22). Ceci engendre une propagation de la fissure 1 beaucoup plus importante que celle de la fissure 2.

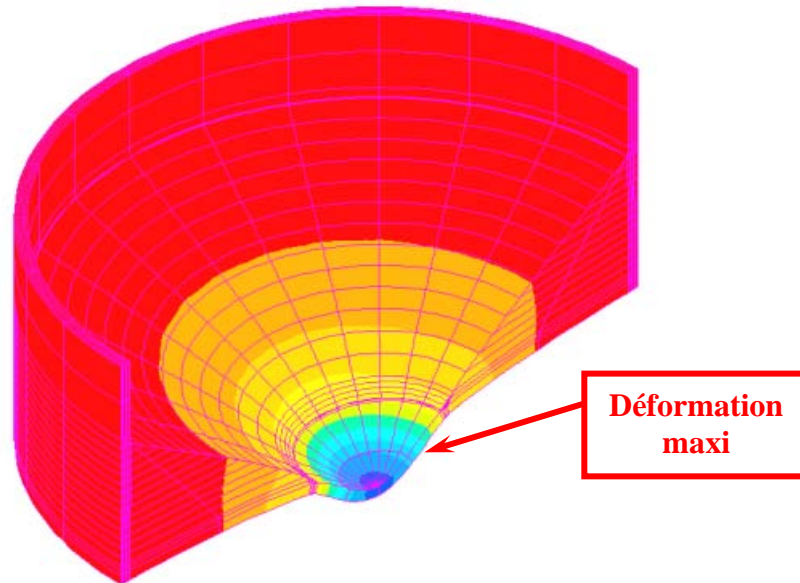
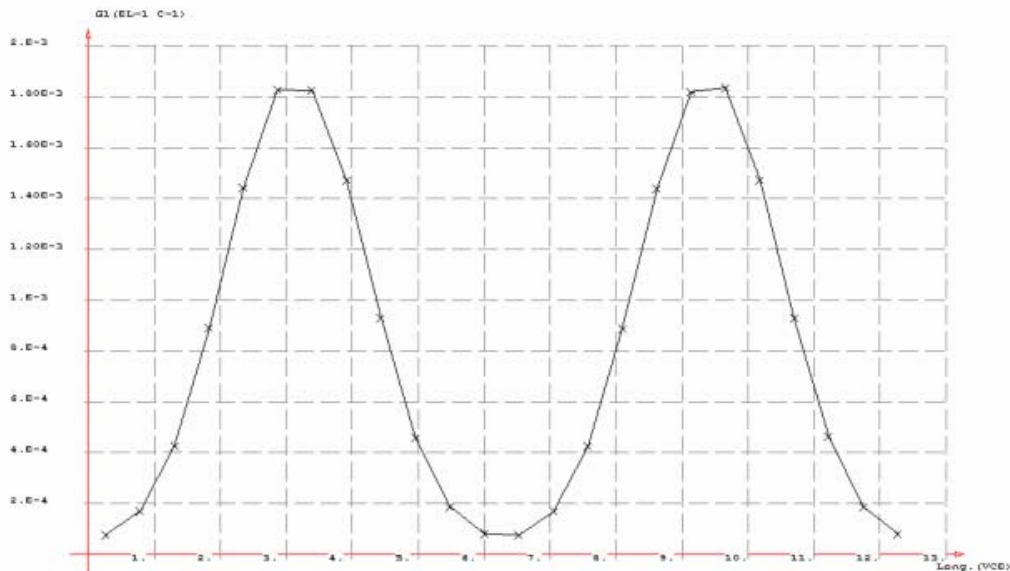
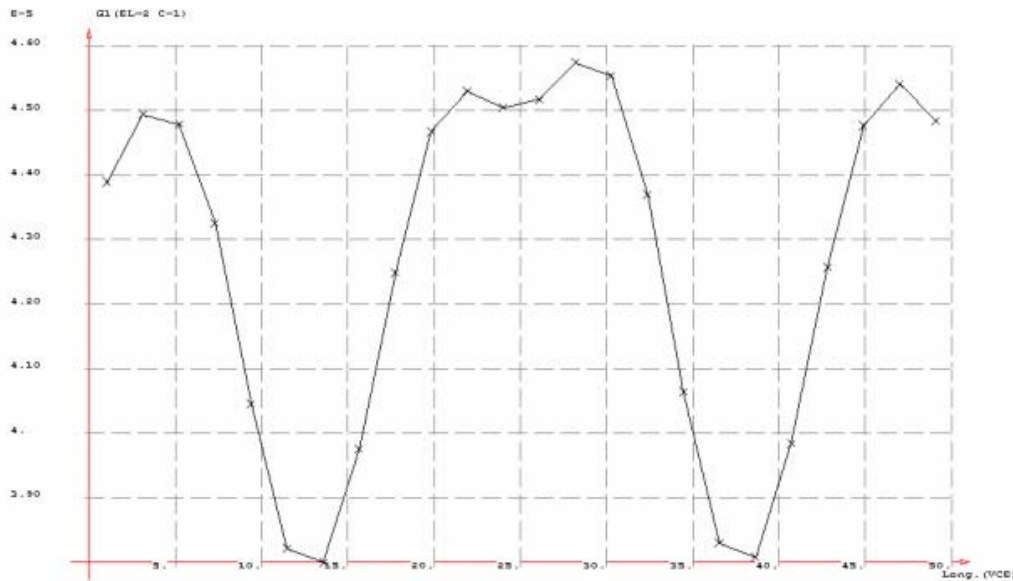


Figure II. 22 : Déformation axiale maximale au voisinage du fond du cone d'un modèle conique

D'autre part, un exemple d'application d'effort axial de 200 N uniformément réparti sur toute la partie supérieure du cone a été traité. Les valeurs des taux de restitution peuvent être calculées en utilisant la méthode d'extension virtuelle des fissures (VCE Method). Pour ce cas de chargement, les courbes des taux de restitution correspondant aux deux fissures sont tracées en fonction de la longueur du périmètre de chaque fissure (Figure II. 23).



a)



b)

Figure II. 23 : Taux de restitution correspondant a) à la première fissure et b) à la deuxième fissure

Une valeur maxi de $1,8 \times 10^{-3} \text{ J/mm}^2$ est obtenue pour la première fissure au fond du cône et de $4,6 \times 10^{-4} \text{ J/mm}^2$ pour la deuxième fissure (Figure II. 23). Le taux de restitution maxi correspondant à la première fissure est plus important que celui correspondant à la deuxième fissure. Ceci montre que les fissures sont initiées sous l'âme entre les derniers plis avant celles qui se trouvent au niveau du bec. D'après cette conclusion, le modèle numérique du perçage sans avant-trou peut être simplifié par une géométrie à fond plat ne considérant que l'effet de l'âme.

2.2. Modèle à fond plat avec une seule fissure virtuelle

Ce modèle permet de déterminer le taux de restitution d'énergie ainsi que sa décomposition selon les différentes modes d'ouverture de la fissure. Ensuite, l'effort critique de délaminage, qui correspond au taux de restitution critique, est calculé selon une approche par la mécanique de la rupture.

Un fond plat est utilisé dans cette partie afin de modéliser la partie localisée sous l'âme. En effet, l'épaisseur de la matière localisée sous les arêtes principales de coupe du foret hélicoïdal est importante pour les grands diamètres. Ce volume de matière tronconique est suffisant pour résister au délaminage et présente en même temps une résistance aux efforts axiaux importante (Figure II. 24). De même pour l'outil $\frac{3}{4}$, une partie de la matière sous les étages peut être supprimé des modèles analytique et numérique et le diamètre utile sera celui du premier étage (Figure II. 24).

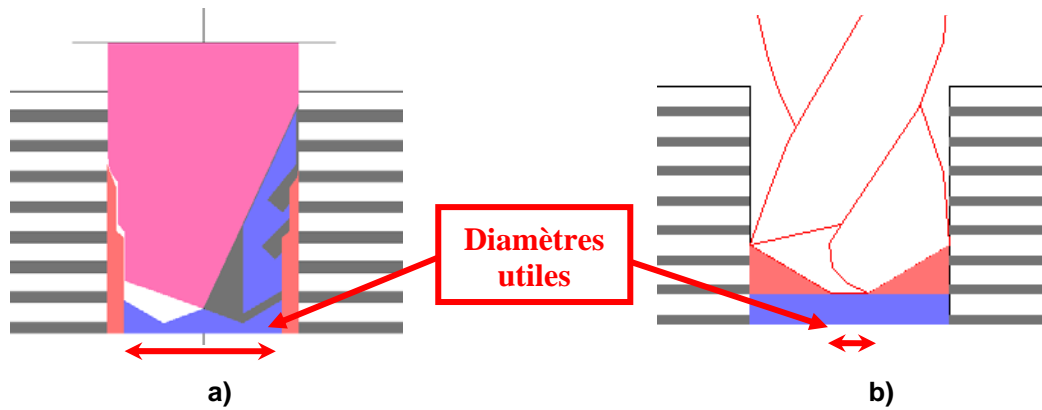


Figure II. 24 : Matière augmentant l'effort critique de poussée, mais n'intervenant pas sur le délaminage (partie en rouge) : outil $\frac{3}{4}$ a) et foret hélicoïdal b)

Pour le foret hélicoïdal, le diamètre utile est la longueur de l'âme. Ce diamètre peut remplacer le diamètre de l'outil dans les modèles analytiques et les modèles numériques.

2.2.1. Maillage et conditions aux limites

Les deux parties de la plaque sous l'âme du foret hélicoïdal et sous le premier étage de l'outil $\frac{3}{4}$ sont modélisées numériquement en une plaque circulaire de diamètre égal au diamètre utile. Ce modèle est visualisé sur la figure suivante :

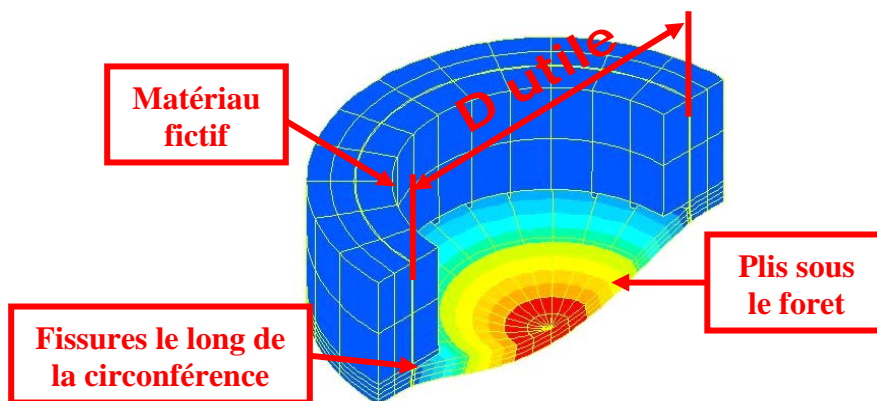


Figure II. 25 : Modèle Eléments Finis sous Samcef avec fissures initiales

La méthode numérique des éléments finis impose la définition d'une pré fissure ou fissure initiale (Figure II. 25). La définition de cette fissure initiale nécessite alors l'ajout d'un matériau fictif d'épaisseur égale à la taille de la fissure. La longueur choisie pour la fissure initiale est de 0,1 mm (parmi les valeurs correspondant à un taux de restitution stable).

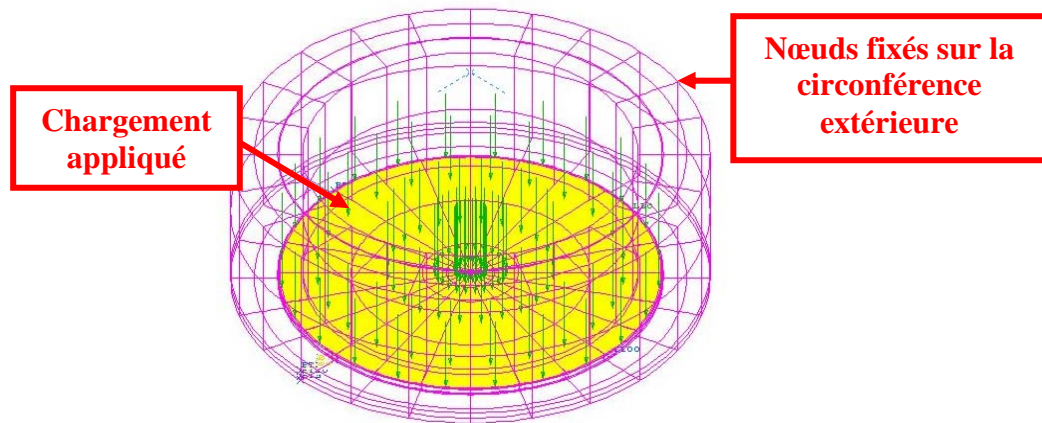


Figure II. 26 : Conditions aux limites du modèle numérique

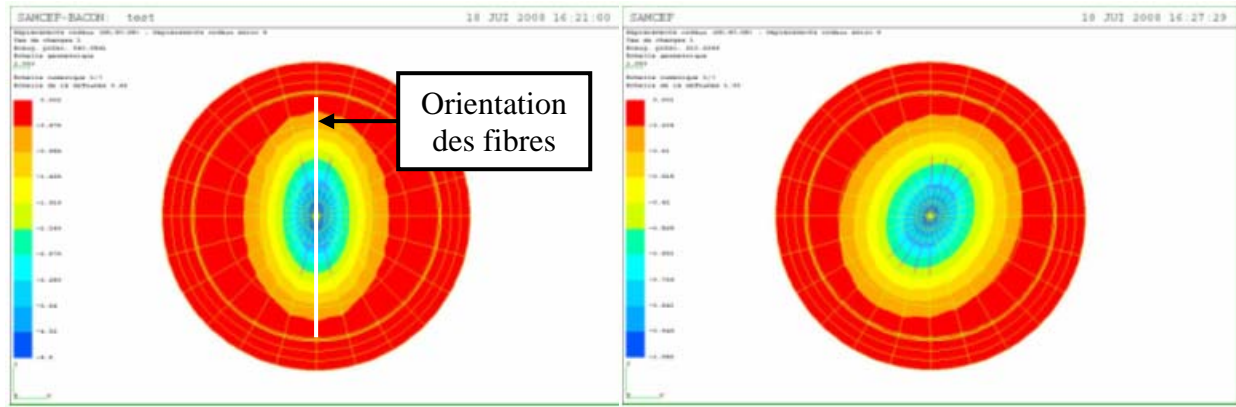
Différents types de chargement ont été appliqués sur la face supérieure des plis non usinés (Figure II. 26). Les nœuds de la circonférence extérieure de la plaque ont été fixés suivant trois degrés de liberté. La variation du diamètre de cette circonférence extérieure change complètement la configuration du modèle et influe sur les résultats de l'effort critique de délaminage. En effet, un modèle ayant un diamètre extérieur très proche du diamètre utile de la plaque (0,2 mm de différence) correspond au cas d'une plaque encastrée. Par contre, un diamètre extérieur plus important que le diamètre utile (différence supérieure à 2 mm) correspond à la modélisation d'une plaque simplement appuyée.

Les caractéristiques mécaniques du matériau déterminées dans le chapitre I ont été utilisées dans ce modèle.

Pour réaliser le maillage, les éléments ont été pris seulement à partir de points de vue géométriques et topologiques. La matrice de rigidité, la matrice de masse,...etc de chaque élément peuvent être calculées par le module d'analyse. En outre, ce choix détermine le degré de liberté des éléments. Dans ce modèle, une hypothèse « volume composite » a été considérée pour le maillage.

2.2.2. Etude de la déformation de la plaque

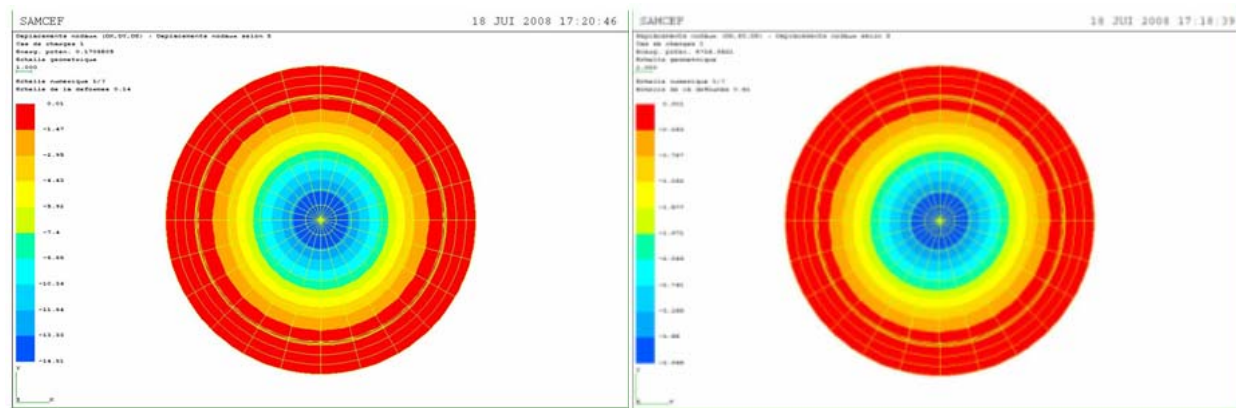
Lors de l'application de différents types de chargements, la déformation de la partie de la plaque localisée sous le foret, est fonction de la nature du chargement et du nombre de plis non usinés. En effet, pour un seul pli non usiné et pour un chargement ponctuel appliqué au centre de la plaque, la déformation prend une forme elliptique comme montrée sur la Figure II. 27. Cette déformation devient de plus en plus circulaire quand le nombre de plis restant augmente. Ceci est dû à la nature unidirectionnelle du dernier pli et à l'approche du cas quasi isotrope chaque fois que le nombre de plis non usinés augmente. Les fibres unidirectionnelles du dernier pli résistent à l'effort longitudinal suivant la direction des fibres beaucoup plus qu'à un effort transverse perpendiculaire au plan des fibres. Ceci provoque une déformation suivant la direction des fibres plus importante que celle perpendiculaire aux fibres (ellipse de grand axe suivant la direction des fibres et petit axe perpendiculaire à la direction des fibres). Ce cas est moins visible pour le cas de chargement uniformément réparti sur toute la plaque du fait de la distribution uniforme du chargement sur les différentes parties du pli et ce, indépendamment de l'orientation des fibres (Figure II. 28). Une géométrie d'outil, dont l'effet de l'âme est négligeable, peut donc minimiser la déformation suivant l'axe Z (l'axe du trou) et ensuite éviter le délaminage à la sortie en générant une répartition d'effort uniforme.



a)

b)

Figure II. 27 : Déformation transversale elliptique de la plaque pour un chargement ponctuel sur a) un pli $[90^\circ]$ et b) 2 plis $[90^\circ, 45^\circ]$



a)

b)

Figure II. 28 : Déformation circulaire pour un chargement uniformément réparti. a) avec un pli b) 2 plis

2.2.3. Détermination du taux de restitution

L'application de la méthode VCE (Virtual Crack Extension method développée dans le paragraphe suivant) permet de calculer le taux de restitution d'énergie de différents modes d'ouverture de fissure pour un chargement donné. Les modes II et III sont négligeables (Figure II. 29). Ce taux de restitution d'énergie a été calculé pour chaque nœud du front de fissures et a été tracé en fonction du déplacement circulaire sur le périmètre des fissures initiales. La Figure II. 29 montre que le taux de restitution d'énergie en mode I présente deux valeurs maximales. Ces deux valeurs correspondent aux zones critiques de délaminage. En analytique, le taux de restitution d'énergie a été pris constant le long de la circonférence. En réalité pour ce matériau unidirectionnel, et pour un seul pli sous le foret, la résistance au délaminage n'est pas constante. Les fibres résistent beaucoup plus à la traction suivant le sens longitudinal des fibres que le sens transversal. Les taux de restitution maximaux correspondent aux deux nœuds diamétralement opposés dans la direction des fibres.

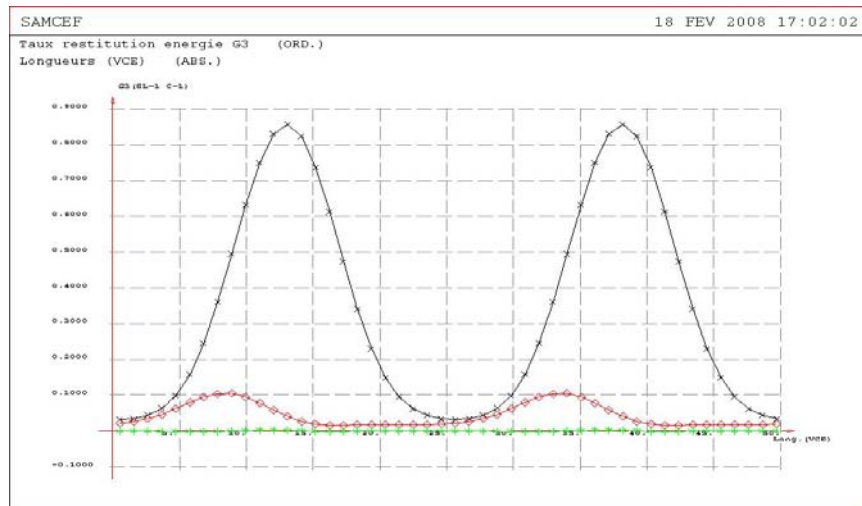


Figure II. 29 : Graphe des taux de restitution G_I , G_{II} et G_{III} au front des fissures le long du périmètre de la plaque

Le calcul de ces valeurs peut être fait manuellement pour une valeur de chargement donné et pour un nombre de plis non usinés déterminé. Cependant, le calcul du taux de restitution d'énergie en faisant varier la valeur d'effort appliqué ainsi que le nombre de plis délaminés se fait par des boucles programmées.

2.2.4. Calcul de l'effort critique de délaminage

L'effort critique de délaminage peut être calculé numériquement à partir du taux de restitution d'énergie critique. Ce calcul nécessite le développement d'une boucle informatique destinée à exécuter le code de calcul plusieurs fois de suite jusqu'à obtenir le taux de restitution d'énergie critique, avec une incertitude donnée. L'effort correspondant sera l'effort critique numérique pour un nombre de plis non usinés donné. Une autre boucle a été développée afin de faire varier ce nombre de plis automatiquement. Une méthode de dichotomie a été utilisée dans ce but. La programmation de ces boucles a été faite à l'aide d'un script Shell (TCL Shell) sous Linux.

Les résultats des efforts critiques obtenus avec des plaques minces situées sous l'outil, de différents diamètres, soumises à un chargement uniformément réparti et un chargement ponctuel sont exposés sur la Figure II. 30, et la Figure II. 31.

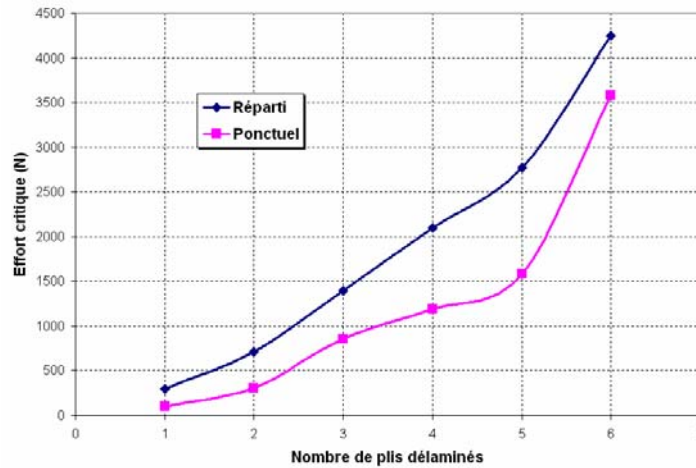


Figure II. 30 : Effort critique déterminé numériquement sur une plaque de diamètre 16 mm

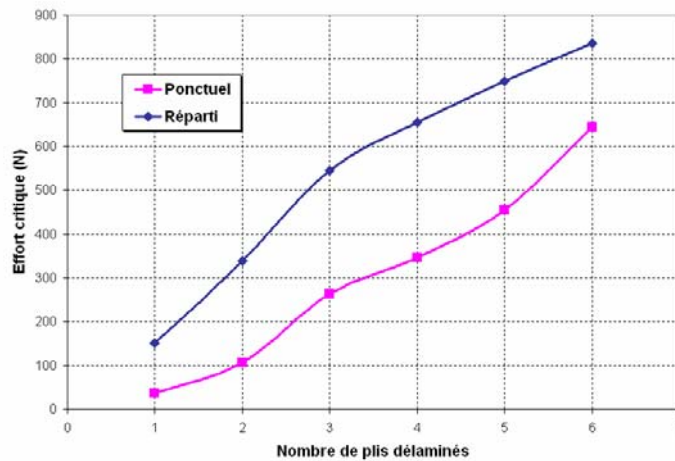


Figure II. 31 : Effort critique sur une plaque de diamètre 4 mm

Sur les courbes des figures précédentes, l'effort critique dû à un chargement uniformément réparti est le plus important. Cela rejoint les résultats obtenus analytiquement. Cependant, l'effort critique pour un chargement ponctuel est également important. Ceci est dû à une déformation locale expliquée dans le paragraphe 5. De plus, il est remarquable que pour ces deux types de chargement, l'effort critique augmente avec le diamètre de la plaque. Ceci peut être influencé par la proportionnalité entre le diamètre et la longueur de la fissure.

3. Perçage avec avant trou (ou Alésage)

3.1. Maillage et conditions aux limites

Le même modèle développé pour le perçage sans avant-trou est repris pour le perçage avec avant-trou en enlevant la matière correspondante à l'avant-trou. Le diamètre de l'avant-trou est égal à celui de l'âme du foret hélicoïdal sans amincissement d'âme et à celui du premier étage de l'outil $\frac{3}{4}$. Le diamètre du trou final est de 16 mm. Le maillage ainsi que les conditions aux limites sont les mêmes. Seul le chargement uniformément réparti est appliqué sur le fond du trou du modèle numérique avec avant-trou (Figure II. 32).

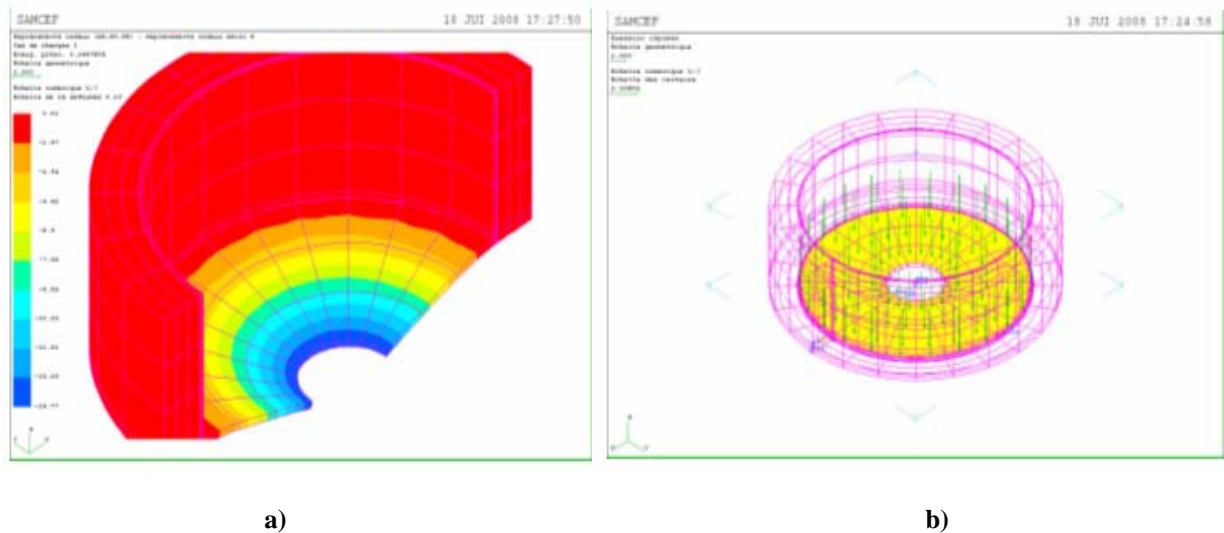


Figure II. 32 : a) Maillage et b) conditions aux limites d'un perçage avec avant-trou de diamètre 3,9 mm

3.2. Résultats

Le perçage d'un avant-trou produit souvent des fissures à la sortie. Donc, lors du perçage du trou final, les fissures sont déjà initiées. Pour cela, Les efforts critiques de délaminage sont calculés numériquement pour les deux valeurs du taux de restitution d'énergie d'initiation (300 J/m^2) et de propagation des fissures (800 J/m^2) dans le cas d'un avant-trou. Le calcul de l'effort critique pour un taux de restitution d'énergie correspondant au taux de propagation des fissures permet également de valider le modèle analytique avec différentes valeurs de G_{IC} puis de comparer ces résultats à ceux de l'expérimentation. La Figure II. 33 montre les courbes de l'effort critique pour les deux valeurs du taux de restitution d'énergie avec un avant-trou de diamètre de 3,9 mm. L'effort critique augmente alors avec l'augmentation du taux de restitution d'énergie. Ceci s'accorde avec le modèle analytique (effort critique proportionnel à la racine carrée de G_{IC}).

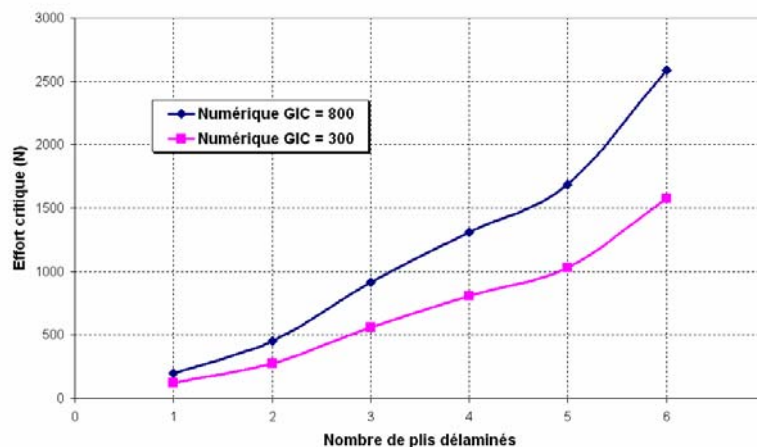


Figure II. 33 : Effort critique avec un avant-trou de diamètre 3,9 mm pour $G_{IC} = 300$ et 800 J/m^2

La Figure II. 34 présente également les efforts critiques de délaminage pour les deux valeurs de G_{IC} correspondant au perçage avec un avant-trou de diamètre 13 mm. Ce cas correspond au perçage avec un avant-trou en utilisant l'outil $\frac{3}{4}$. En effet, lors du passage du premier étage ($\phi = 13 \text{ mm}$), un avant-trou est réalisé et des fissures sont initiées. Le perçage avec les deux étages qui suivent correspond alors au perçage avec un avant-trou ayant des

fissures initiées. Le taux de restitution d'énergie de propagation des fissures (800 J/m^2) doit être pris en compte.

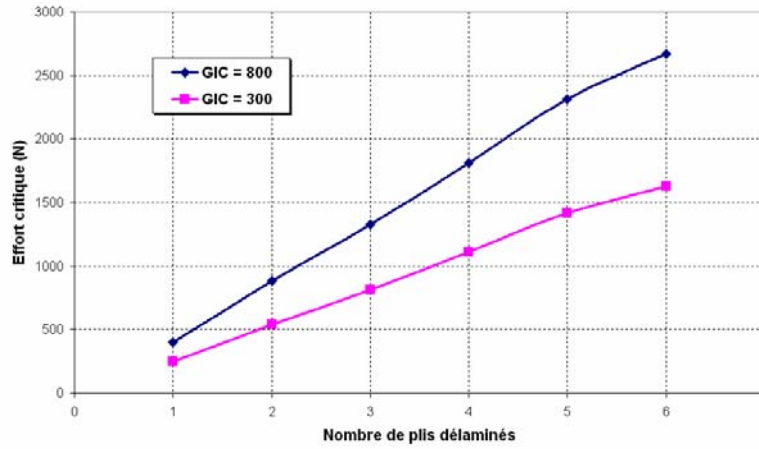


Figure II. 34 : Effort critique numérique avec un avant-trou de diamètre 13 mm

4. Principe pour le calcul du taux de restitution d'énergie (Samcef®)

Le taux de restitution d'énergie totale est calculé par la méthode d'extension virtuelle des fissures (Virtual Crack Extension method). Cette énergie totale est distribuée aux trois modes d'ouverture des fissures. La méthode d'extension virtuelle des fissures permet de calculer le taux de restitution autour d'une fissure virtuelle

Par définition, le taux de restitution d'énergie est la variation de l'énergie potentielle correspondant à la variation de la surface des fissures :

$$G_{Total} = \frac{-\Delta(E_p)}{\Delta A} \quad (\text{II.39})$$

Avec E_p l'énergie potentielle et A la surface des fissures.

Ce taux de restitution total peut être divisé en trois parties. Chaque partie est la contribution à une fissure correspondant à un mode d'ouverture (Figure II. 35) :

$$G_{Total} = G_I + G_{II} + G_{III} \quad (\text{II.40})$$

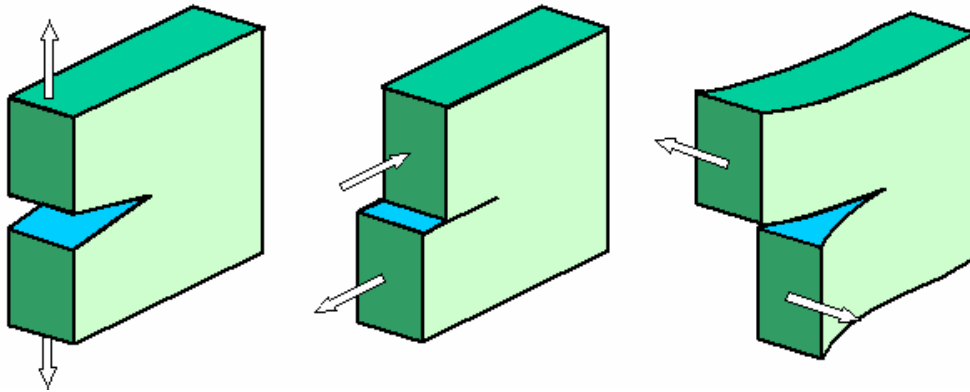


Figure II. 35 : Les trois modes d'ouverture des fissures

Le principe général est de calculer ces valeurs comme suit (Figure II. 36) :

Le pré processeur divise tous les nœuds sur le front de la fissure en deux (le nœud bleu devient bleu et rouge). Les éléments d'un côté de la fissure sont connectés au premier nœud et les éléments de l'autre côté au deuxième. Les relations sont écrites entre les nœuds afin d'obtenir des réactions sur le front de la fissure.

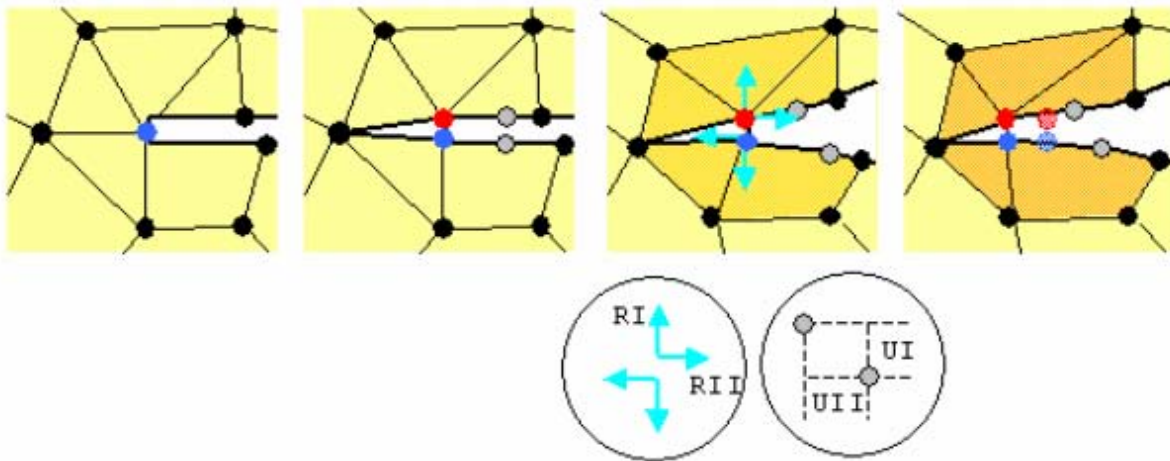


Figure II. 36 : Calcul du taux de restitution dans 2D [47]

Le module utilisé dans Samcef® [47] effectue l'analyse des nœuds sur le front de fissure de la manière suivante :

Dans un premier temps, l'énergie initiale des éléments contenant le nœud (zone orange clair) est calculée (E_o). Dans un deuxième temps, chaque nœud sur le front de la fissure est perturbé. La fissure se propage en déplaçant le nœud normalement au front de la fissure d'une distance donnée. L'énergie des éléments contenant le nœud (zone orange) est recalculée (E_p). Le taux de restitution d'énergie totale (G_{Total}) est alors calculé par différence finie (méthode VCE), en tenant compte de la variation de la surface de la fissure (ΔA) générée par la perturbation du nœud :

$$G_{Total} = \frac{-(E_o - E_p)}{\Delta A} \quad (II.41)$$

Ensuite, le taux de restitution d'énergie totale calculé est réparti sur les trois modes (Figure II. 35). Sur la configuration initiale, les deux nœuds sont à la même position. Pour cela,

l'ouverture des fissures est mesurée suivant les axes de la fissure (U_I , U_{II} , U_{III}) (Figure II. 36). Les réactions au niveau du front de la fissure sont également projetés sur les axes de la fissure (R_I , R_{II} , R_{III}). Le taux de restitution d'énergie suivant chaque mode s'écrit alors comme suit :

$$\begin{aligned} G_I &= \frac{U_I R_I}{(U_I R_I + U_{II} R_{II} + U_{III} R_{III})} \cdot G_{Total} \\ G_{II} &= \frac{U_{II} R_{II}}{(U_I R_I + U_{II} R_{II} + U_{III} R_{III})} \cdot G_{Total} \\ G_{III} &= \frac{U_{III} R_{III}}{(U_I R_I + U_{II} R_{II} + U_{III} R_{III})} \cdot G_{Total} \end{aligned} \quad (II.42)$$

5. Comparaison avec les modèles analytiques

Afin de valider les modèles analytiques, une première comparaison avec les résultats du modèle numérique est faite pour une plaque sans avant-trou soumise à un chargement uniformément réparti sur la Figure II. 37-a. Les deux courbes sont très proches. L'erreur relative maximale des efforts critiques est de 15% pour trois plis sous le foret. Dans le cas d'un chargement ponctuel appliqué au centre de la plaque, cette erreur maximale augmente progressivement pour un nombre de plis non usinés supérieur à deux plis (Figure II. 37-b). Pour un et deux plis sous le foret, le modèle numérique s'accorde avec le modèle analytique alors que pour un effort ponctuel appliqué sur une épaisseur importante sous le foret (3 plis non usinés et plus), le modèle numérique donne des efforts critiques très importants et supérieurs aux efforts critiques trouvés par la méthode analytique.

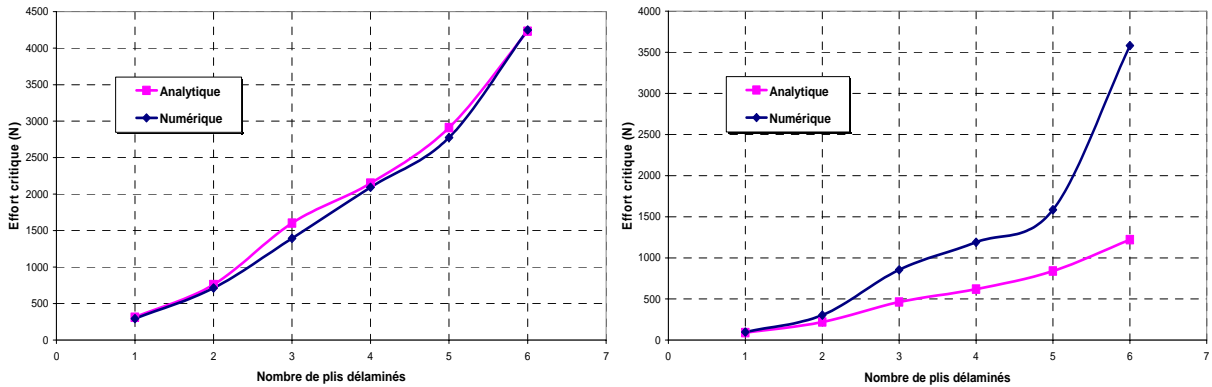


Figure II. 37 : Validation du modèle analytique pour un diamètre de 15,8 mm, a) chargement uniformément réparti et b) chargement ponctuel

L'analyse de la déflexion d'une plaque soumise à un effort ponctuel au centre avec quatre plis non usinés explique cette différence d'effort. En numérique, l'application d'un effort ponctuel important sur un nœud engendre une déformation locale autour du nœud d'application d'effort comme montrée sur la Figure II. 38. Cette déformation locale fait augmenter artificiellement l'effort critique de délaminage transmis au front des fissures du fait de l'énergie perdue lors de cette déformation.

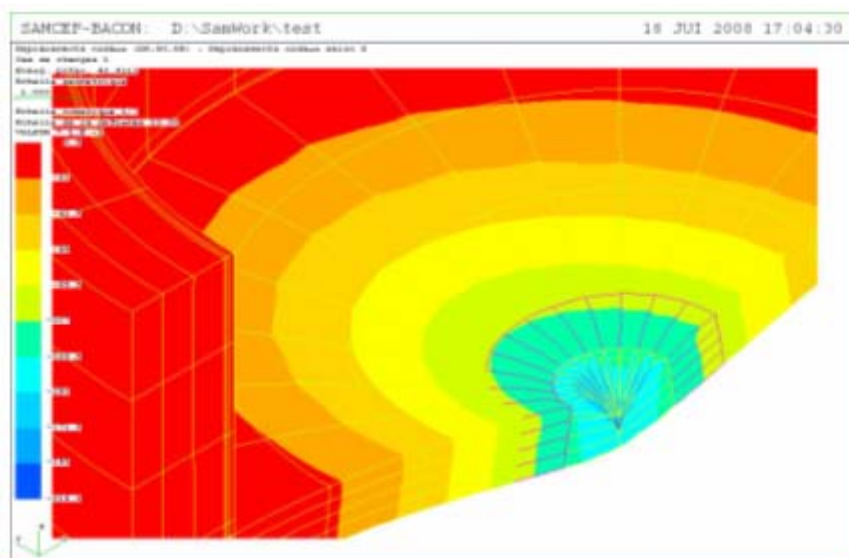


Figure II. 38 : Déformation locale d'une plaque soumise à un effort ponctuel (4 plis non usinés)

Une autre comparaison entre le modèle numérique et le modèle analytique est faite pour un perçage avec un avant-trou de diamètre 3,9 mm sur la Figure II. 39. Cette comparaison a été faite pour les deux valeurs critiques utilisées du taux de restitution d'énergie 300 et 800 J/m² qui correspondent respectivement à l'énergie d'initiation des fissures et de propagation des fissures. Pour une valeur du taux de restitution d'énergie de 800 J/m², l'erreur relative maximale entre les deux courbes est environ de 20%. L'erreur augmente jusqu'à plus de 30% pour le taux de restitution d'initiation des fissures du fait que les efforts critiques obtenus sont plus faibles.

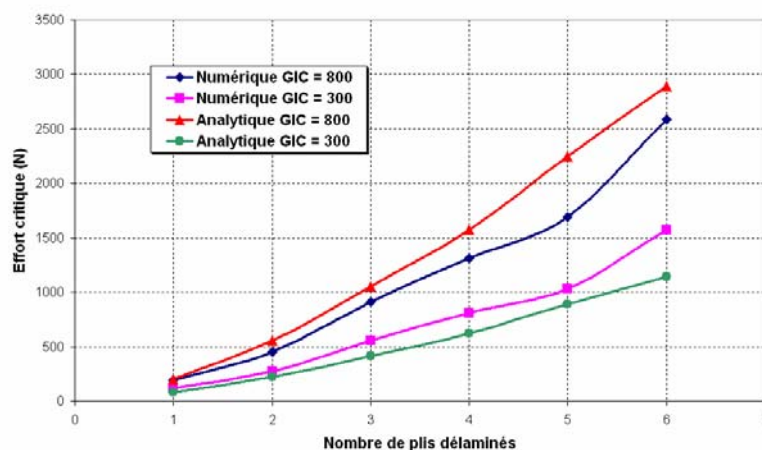


Figure II. 39 : Validation du modèle analytique avec un avant-trou de diamètre 3,9 mm

Ces comparaisons permettent de valider le modèle analytique proposé avec une erreur variant entre 15 et 30%. Cette erreur peut être due aux contraintes de cisaillement qui ne sont pas prises en compte dans le modèle analytique. Le modèle numérique prend en considération automatiquement l'effet de cisaillement. De plus, en analytique, l'effet d'ouverture des fissures suivant le mode II est considéré négligeable pour simplifier le calcul, ce qui n'est pas le cas en réel.

C. Etude expérimentale

1. Introduction

Les modèles analytiques et numériques d'effort critique de délaminage doivent être validés expérimentalement. Des essais de poinçonnage ont été réalisés afin de valider ces modèles d'effort critique avec différents types de chargements. Ces essais quasi statiques constituent un des moyens de déterminer l'effort critique de délaminage en perçage. Cette approche est très proche du perçage quand le foret tend à extruder la matière ou lorsque l'avance est relativement faible ($< 0,005$ mm/dent). L'effort critique axial de délaminage est déterminé en fonction du nombre de plis non usinés. Ce nombre varie entre 1 et 6 plis. Au delà de 6 plis, l'approche analytique pour les plaques minces n'est plus valable (fonction du rapport D/e). En effet, pour une plaque épaisse, l'effet de cisaillement n'est pas négligeable ce qui ne correspond pas à l'hypothèse de la flexion pure du modèle. Le foret hélicoïdal, l'outil $\frac{3}{4}$ ainsi que des poinçons de différents diamètres sont utilisés dans cette étude. Enfin, une comparaison entre l'effort critique obtenu expérimentalement et celui obtenu avec les hypothèses du modèle analytique et le modèle numérique avec différents types de chargement est faite pour déterminer l'hypothèse de chargement qui correspond à la géométrie utilisée.

2. Dispositifs et procédures

Les essais de poinçonnage ont été réalisés sur une machine de traction/compression (INSTRON 8862). Des plaques en carbone époxy à fibres longues T800/M21 d'épaisseur 20mm et 30 mm ont été utilisées. Des plaques quasi isotropes de séquence d'empilement $[90^\circ, +45^\circ, 0^\circ, -45^\circ]_{S10}$ ont été fabriquées au sein du laboratoire. D'autres plaques fortement orientées ont été fournies par la société Airbus. La séquence d'empilement de ces dernières plaques est donnée dans l'annexe 3. L'épaisseur d'un pli de ce matériau est de 0,25 mm. Dans un premier temps, le foret hélicoïdal affûté standard [DIN 1897], à dépouille tronconique et sans amincissement d'âme de diamètre 15,784 mm est utilisé pour poinçonner les plis restants. La Figure II. 40 montre un essai utilisant le foret hélicoïdal ainsi que le montage et la machine utilisés. Ce même montage est utilisé pour les différents essais de perçage et de poinçonnage.

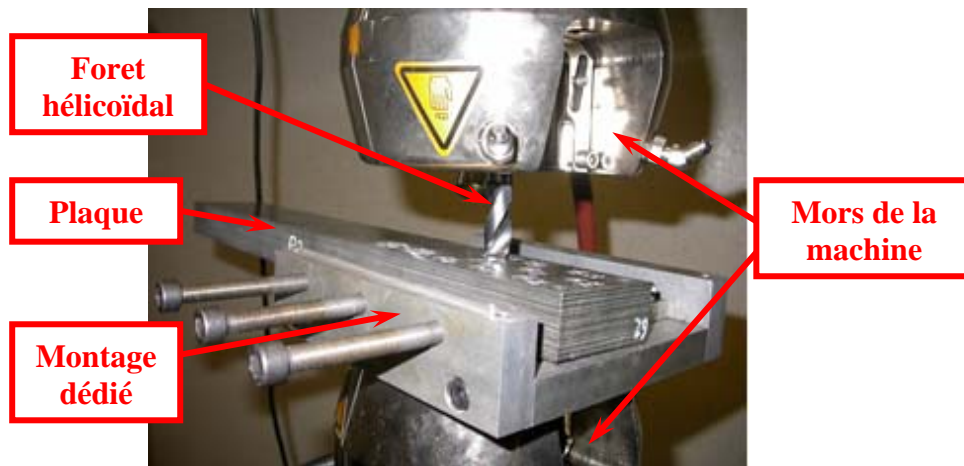


Figure II. 40 : Poinçonnage avec le foret hélicoïdal sans amincissement d'âme

Dans un deuxième temps, l'outil $\frac{3}{4}$ étagé en PCD fait également office de poinçon (Figure II. 41). Pour cet outil déséquilibré, un canon de perçage est utilisé pour éviter sa flexion ou son flambement.

Une autre campagne d'essais de poinçonnage a été réalisée avec le foret hélicoïdal et l'outil $\frac{3}{4}$ sur des trous avec avant-trou.

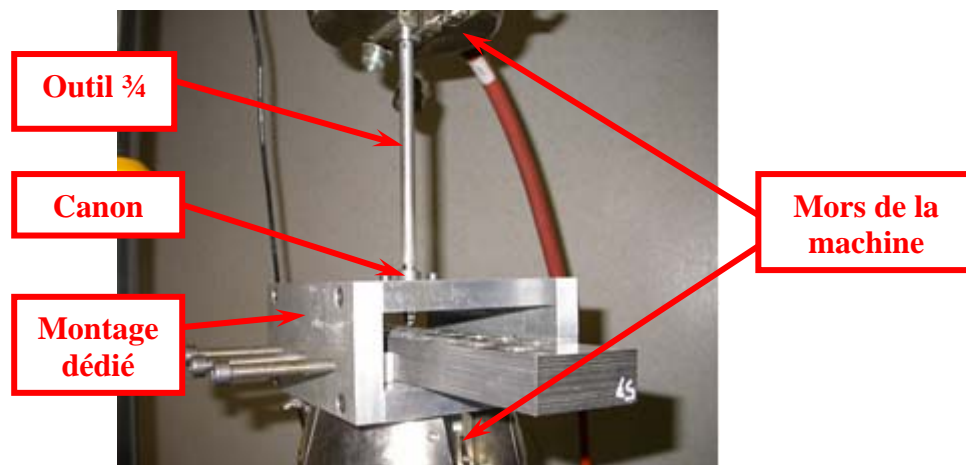


Figure II. 41 : Poinçonnage avec l'outil $\frac{3}{4}$ étagé et diamanté

Plusieurs trous borgnes ont été réalisés en faisant varier le nombre de plis restant non percés sous le foret. Le nombre de plis restant varie entre 1 et 6. Jusqu'à 6 plis sous le foret, l'épaisseur de la matière non usinée reste faible (1,5 mm \rightarrow plaques minces). Cette épaisseur correspond à la matière restant sous l'âme dans le cas d'un foret hélicoïdal (Figure II. 42). Le nombre des plis compris sous les arêtes de coupe principales est supérieur à 12 plis pour un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme de diamètre 15,8 mm. Cette épaisseur importante de matière présente une résistance élevée au délaminage et donc un effort axial critique de délaminage important ce qui n'est pas le cas dans la bibliographie où les travaux ont généralement été effectués avec des forets de diamètre compris entre 4 et 6 mm. Les fissures dues à la poussée statique avec un foret hélicoïdal se propagent le long du cône situé sous le foret (Figure II. 42).

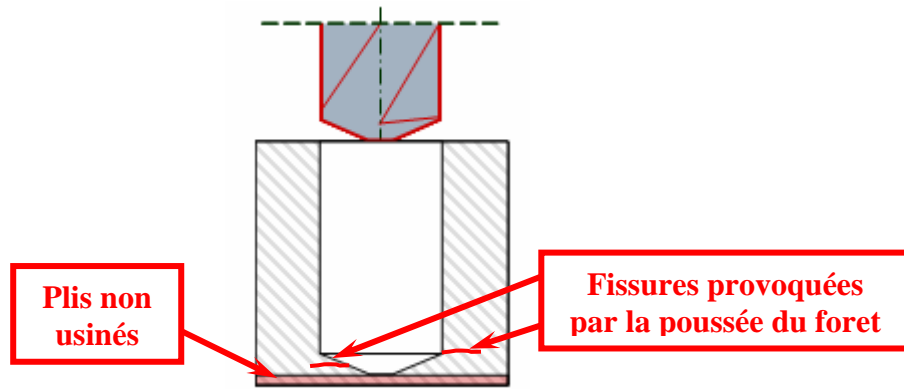


Figure II. 42 : Trous borgnes ayant un nombre de plis restant variant entre 1 et 6

En faisant une coupe du fond conique après un essai de poinçonnage avec un foret hélicoïdal et en observant à l'aide d'un microscope électronique à balayage environnemental (XL30 ESEM Tungstène), on peut visualiser les différentes fissures propagées. La Figure II. 43 montre que ces fissures se propagent entre les différents plis du tronc de cône situé sous le foret (partie située sous les deux arêtes de coupe principales) du fait de la poussée axiale (pas de mouvement de coupe). La fissure la plus importante est située entre le dernier pli et l'avant dernier pli. Cette observation montre que la matière de géométrie tronconique située entre le dernier pli et le bec (étendue des arêtes de coupe) résiste à la poussée de l'outil. C'est donc au niveau de l'âme que sont initiées les fissures. L'observation des trous sécants en temps réel à l'aide d'une caméra à vue de prise rapide a bien montré ce phénomène.

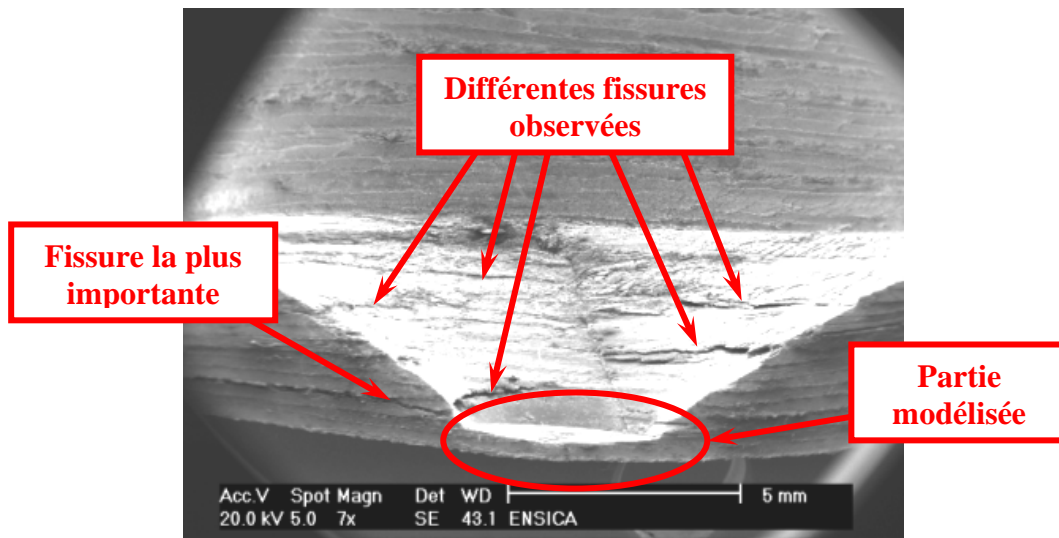


Figure II. 43 : Fissures propagées le long du cône sous le foret hélicoïdal

D'après ces résultats, la partie localisée sous l'âme est uniquement modélisée et des essais de validation avec un poinçon cylindrique de diamètre égal à celui de l'âme sont réalisés. Le diamètre du poinçon pour le fond de l'outil $\frac{3}{4}$ correspond au diamètre généré par le premier bec excentré. La Figure II. 44 montre un exemple d'un poinçon de diamètre 4 mm utilisé dans les essais de poinçonnage.

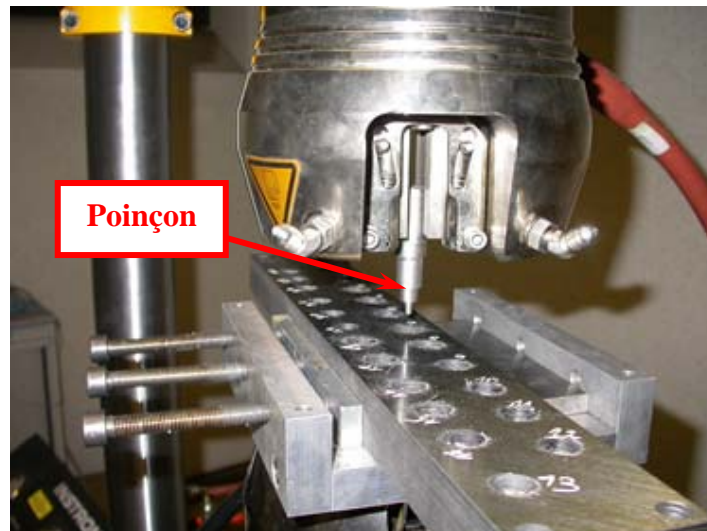


Figure II. 44 : Essais de poinçonnage avec un poinçon de diamètre 4 mm

L'observation d'une éprouvette à l'aide du microscope électronique après essai de poinçonnage montre que les fissures sont localisées entre les plis non usinés et le dernier pli usiné (à l'angle vif situé entre la périphérie de l'âme et le début de l'arête de coupe).

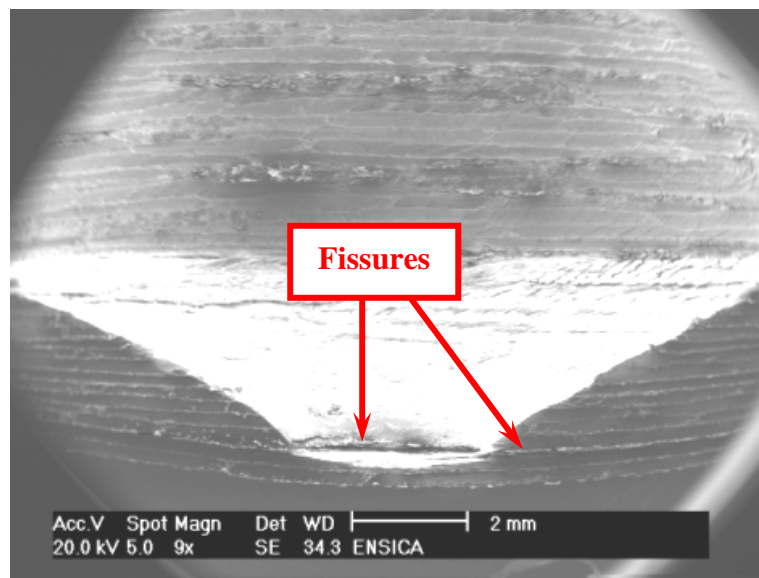


Figure II. 45 : Observation des fissures en utilisant un poinçon

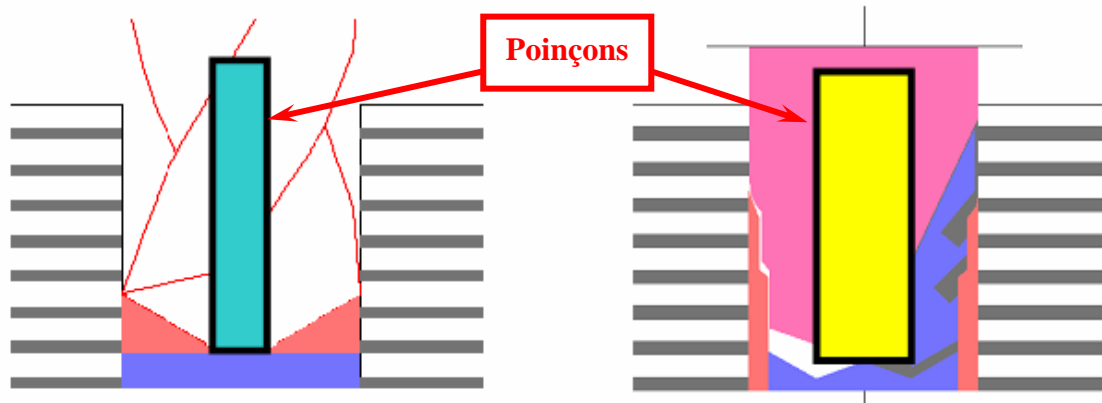


Figure II. 46 : Utilisation des poinçons pour solliciter les fonds de trou usinés par un foret hélicoïdal et un outil $\frac{3}{4}$

La modélisation de la partie de la plaque restante non usinée nécessite alors une décomposition de la géométrie de l'outil en plusieurs zones (Figure II. 46). Dans un premier temps, le calcul de l'effort critique de délaminage sera calculé pour les différentes zones. L'effort critique minimal des différentes zones peut être choisi comme étant l'effort critique de l'outil. Cette proposition de modélisation rend la résolution systématique et simple. De plus, cette modélisation est valable en perçage pleine matière et en alésage. En effet, pour le foret hélicoïdal par exemple, la partie de la plaque localisée sous la zone de l'âme peut être modélisée en une plaque de diamètre égal à celui de l'âme (voir Figure II. 47-a). Après la débouchure de l'âme, la plaque localisée sous les arêtes de coupe peut être modélisée par une plaque avec un avant-trou de diamètre égal à celui de l'âme (voir Figure II. 47-b). L'effort critique d'initiation des fissures (en utilisant G_{IC} d'initiation) peut être calculé pour la première zone et l'effort critique de propagation des fissures (en utilisant G_{IC} de propagation) peut être déterminé pour la deuxième zone avec avant-trou.

Pour cela, plusieurs essais de poinçonnage sur un fond de trou tronconique ou sur un fond de trou plat sont réalisés. De plus, plusieurs diamètres de poinçon sont utilisés.

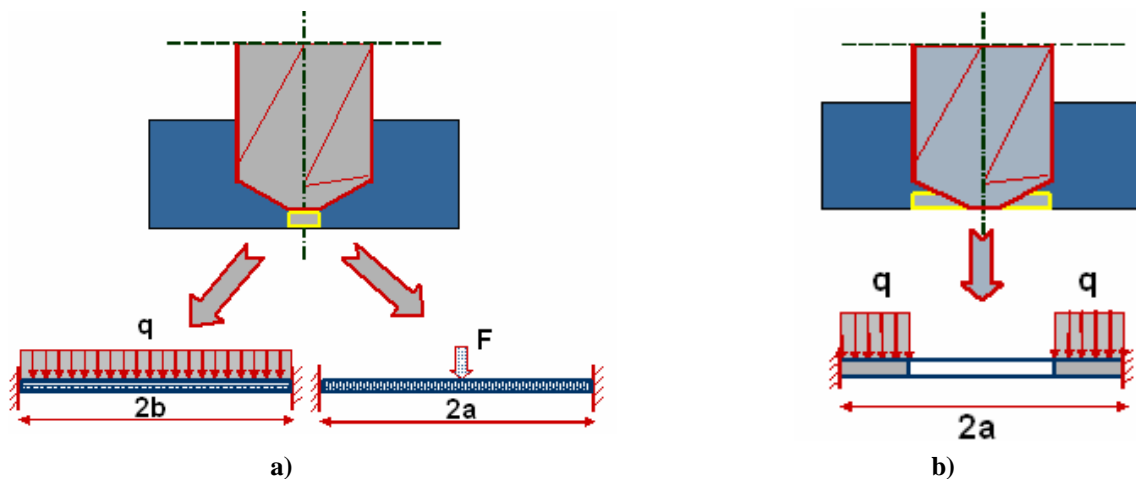


Figure II. 47 : Décomposition de la géométrie du foret hélicoïdal et de la plaque mince sollicitée en plusieurs zones : a) âme et b) arêtes principales de coupe

3. Essais de répétabilité

Des essais de poinçonnage sont réalisés afin de vérifier la répétabilité de la mesure d'effort critique. Ces essais ont été effectués sur trois trous borgnes avec trois poinçons différents.

3.1. Action d'un foret hélicoïdal sur un fond de trou plat

Le foret hélicoïdal utilisé est un foret sans amincissement d'âme de diamètre 15,8 mm. Trois trous borgnes identiques à fond plat de diamètre 16 mm ont été réalisés avec un pli non usiné. La Figure II. 48 montre les efforts critiques de ces essais de répétabilité. Une différence maximale de 14 % est obtenue entre les différents efforts critiques (effort maxi 585N et effort mini 515N). Cette erreur peut être due à l'écart angulaire existant entre la ligne de l'âme et la direction des fibres du pli sollicité.

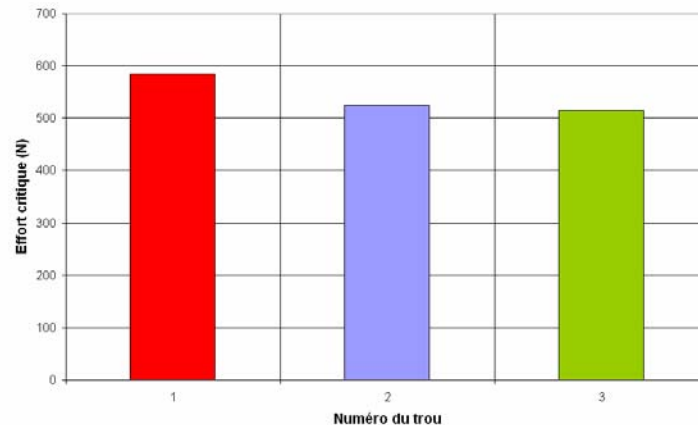


Figure II. 48 : Répétabilité des essais de poinçonnage avec un foret hélicoïdal sur un fond plat

3.2. Utilisation d'un poinçon de diamètre 3,9 mm sur un fond de trou tronconique

Le poinçonnage d'un fond tronconique avec un poinçon de diamètre égal à celui de l'âme permet de déterminer l'effort critique de poussée de l'âme. La différence maximale est inférieure à 5 % (effort maxi 275N et effort mini 262N Figure II. 49). Une différence de 0,2 mm est trouvée au niveau du déplacement avant le délaminage. Cette différence peut être due à une très faible différence de l'épaisseur restante sous le poinçon entre les deux trous usinés.

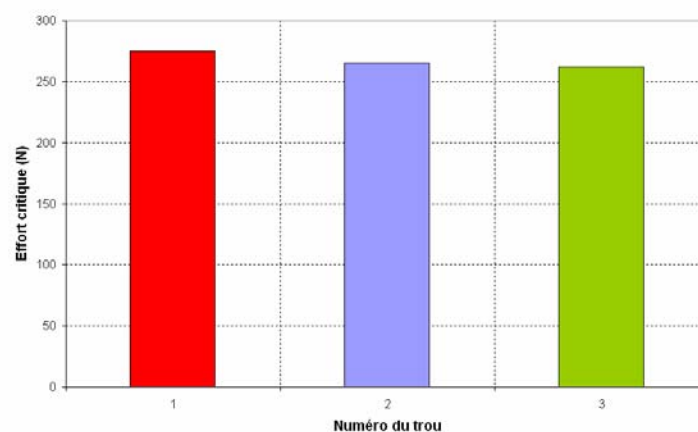


Figure II. 49 : Essais de répétabilité avec un poinçon de diamètre 3,9 mm

3.3. Poinçon de diamètre 2,2 mm sur un fond de trou tronconique

Ces essais sont réalisés sur un fond tronconique usiné avec un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme de diamètre 13,25 mm. Les efforts critiques obtenus sont 175, 188 et

187 N (Figure II. 50). L'erreur maximale relative est de 7%. Ces erreurs des essais de poinçonnage en utilisant un poinçon permettent de vérifier une bonne répétabilité d'effort critique de délaminage. Dans les essais qui suivent, le nombre de plis non usinés varie.

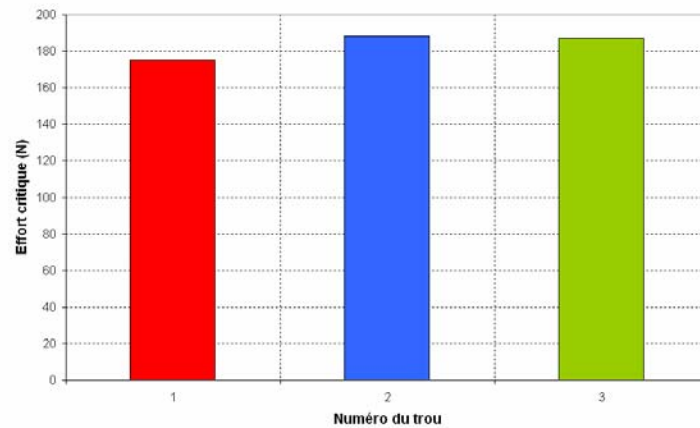


Figure II. 50 : Essais de poinçonnage avec un poinçon de diamètre 2,2 mm sur un fond tronconique

4. Résultats des essais de poinçonnage sans avant-trou

Dans ce paragraphe, les différents résultats obtenus lors des essais de poinçonnage sans avant-trou sont exposés. Ces essais ont été réalisés avec comme poinçons : un foret hélicoïdal, un outil $\frac{3}{4}$ et des poinçons cylindriques de différents diamètres.

4.1. Poinçonnage avec un foret hélicoïdal

Des essais de poinçonnage sur un fond de trou à fond plat de diamètre 16 mm et sur un fond tronconique correspondant à la géométrie de la partie active du foret hélicoïdal sont réalisés :

4.1.1. Essais sur un trou à fond plat

Dans un premier temps, des essais de poinçonnage sont réalisés sur un trou à fond plat de diamètre 16mm (matière enlevée par une fraise 2 tailles). L'effort critique de délaminage est alors matérialisé par une chute importante au niveau d'effort de poussée. La Figure II. 51 montre un exemple d'effort enregistré durant un essai de poinçonnage avec un seul pli restant non percé en poussant avec un foret hélicoïdal sur un fond plat. L'effort critique de délaminage est déterminé lors de la première chute d'effort.

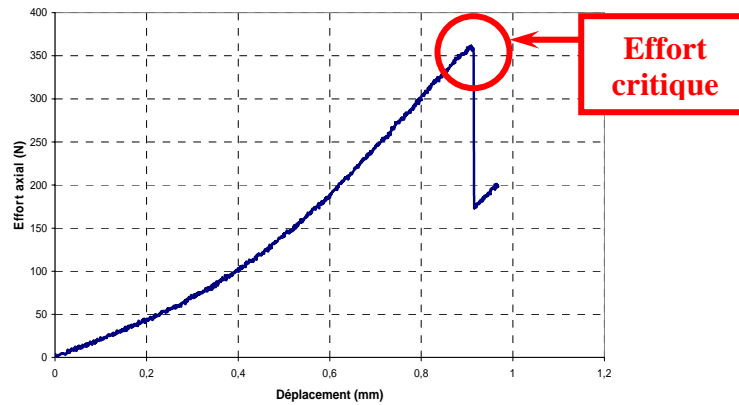


Figure II. 51 : Relevé d'effort critique avec un foret hélicoïdal sur un trou à fond plat

En répétant le même essai plusieurs fois et en variant le nombre de plis non usinés, la courbe de l'effort critique de délaminage est tracée en fonction du nombre de plis délamérés sur la Figure II. 52.

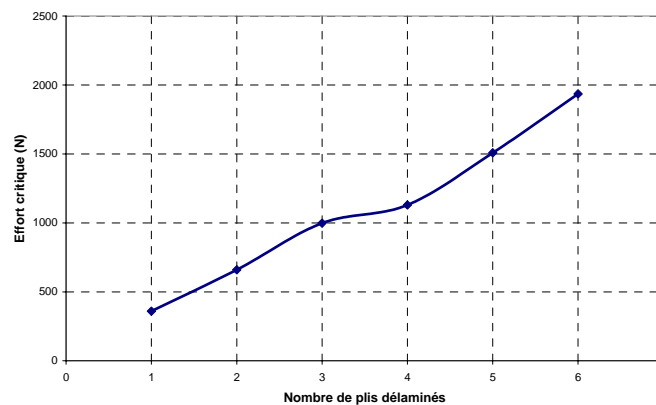


Figure II. 52 : Effort critique expérimental sur un fond plat en fonction du nombre de plis délamérés

Sur la Figure II. 52, pour six plis restant sous le foret, l'effort critique de délaminage est important. Pour un pli non usiné, l'effort critique est le plus faible. L'effort critique est donc croissant en fonction du nombre de plis non usinés. Nous retrouvons le fait que les défauts sont majeurs au niveau du dernier pli, expliqué par la diminution de la résistance du stratifié à la déformation avec l'avance de l'outil.

Durant le perçage, les fissures sont initiées sous l'âme et pas au niveau des becs. Les fissures sont propagées par les deux arêtes principales de coupe quand l'âme tend à déboucher de la plaque. Dans ces essais, les derniers plis sont poussés par l'âme et les fissures sont initiées au niveau des becs. Donc, cette configuration d'essais sur un fond plat de diamètre de 16 mm ne s'accorde pas avec le cas du perçage en temps réel. Cependant, ils ont été réalisés afin de comparer les efforts critiques des modèles analytiques et les résultats obtenus expérimentalement.

4.1.2. Essais sur un fond de trou tronconique

Les mêmes essais de poinçonnage sont répétés sur un trou à fond tronconique de diamètre 16mm. La déformation élastique des fibres des matériaux composites provoque des défauts de circularité. Ceci a pour conséquence un resserrement des fibres sur les listels du foret, ce qui entraîne un frottement important entre le matériau et l'outil de diamètre 15,8 mm. Ce

frottement influe sur l'effort critique de délaminage. Pour éliminer l'effet de frottement entre l'outil et la paroi du trou, le diamètre du trou borgne est agrandi avec un foret de diamètre 16 mm sans usiner le fond du trou.

Le foret hélicoïdal sans amincissement d'âme a été testé en usinant un trou borgne dans la plaque. Dans ce cas, les efforts critiques de délaminage sont relativement élevés. Ceci montre aussi que la matière localisée sous les arêtes principales de coupe présente une résistance importante au délaminage. Le nombre de plis non usiné varie entre 1 et 6. La Figure II. 53 présente l'effort critique de délaminage dans ce cas en fonction du nombre de plis délaminateurs. Cet effort est relativement important pour les différents nombres de plis restant sous le foret.

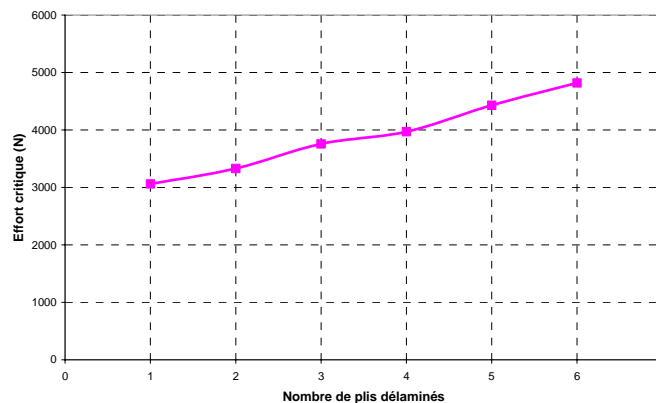


Figure II. 53 : Effort critique de délaminage réalisé par un foret hélicoïdal sur un trou à fond tronconique

4.2. Poinçonnage à l'aide d'un outil $\frac{3}{4}$ étagé PCD

Un fond plat de diamètre 16 mm a été utilisé pour réaliser les essais de poinçonnage avec l'outil $\frac{3}{4}$. Le canon de perçage est utilisé dans ces essais pour éviter la flexion de l'outil. Le poinçonnage sur un fond de trou semblable à la forme de l'outil $\frac{3}{4}$ produit un effort axial critique important du fait de l'engagement des étages dans la matière.

Dans le cas du fond plat, seule la pointe (premier bec) de l'outil pousse les derniers plis. Les arêtes principales de coupe ainsi que les étages ne présentent aucun rôle dans ces essais.

Le tracé de la courbe d'effort critique de délaminage est montré sur la Figure II. 54 en fonction du nombre de plis non usinés. L'effort critique augmente avec le nombre de plis délaminateurs. Cet effort est moins important que les efforts critiques obtenus précédemment. Ceci peut s'expliquer par la poussée de la pointe de l'outil $\frac{3}{4}$ ce qui engendre une force ponctuelle excentrée appliquée sur les derniers plis.

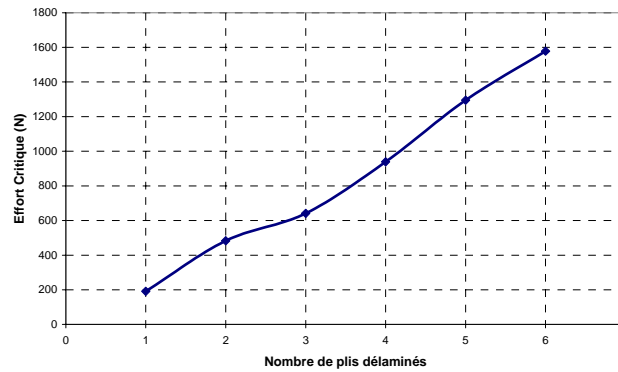


Figure II. 54 : Effort critique de l'outil $\frac{3}{4}$ sur un fond plat de diamètre 16 mm

4.3. Poinçon de diamètre 3,9 mm

Plusieurs poinçons de différents diamètres ont été utilisés pour réaliser des essais de poinçonnage du matériau composite. Un poinçon cylindrique de diamètre 3,9 mm égal à celui de l'âme du foret hélicoïdal sans amincissement d'âme a été utilisé dans un premier temps pour poinçonner des trous borgnes réalisés avec le même foret et avec l'outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 15,8 mm.

4.3.1. Fond conique du foret hélicoïdal

Le poinçonnage du fond conique d'un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme à l'aide d'un poinçon permet de déterminer l'effort critique de délaminage dû à l'âme du foret. L'effort critique de délaminage peut être déterminé à partir de la courbe d'effort enregistrée par la machine de traction Instron. La chute d'effort correspond au délaminage du matériau composite.

La détermination de cet effort critique pour un nombre de plis délamérés variable permet de tracer la courbe de l'effort critique de l'âme d'un foret hélicoïdal sans amincissement comme montré sur la Figure II. 55. L'effort critique obtenu est inférieur à celui relevé pour un foret hélicoïdal poinçonnant un fond plat. Cette configuration représente l'effet de l'âme sur un fond conique sans prendre en considération l'effet des arêtes de coupe.

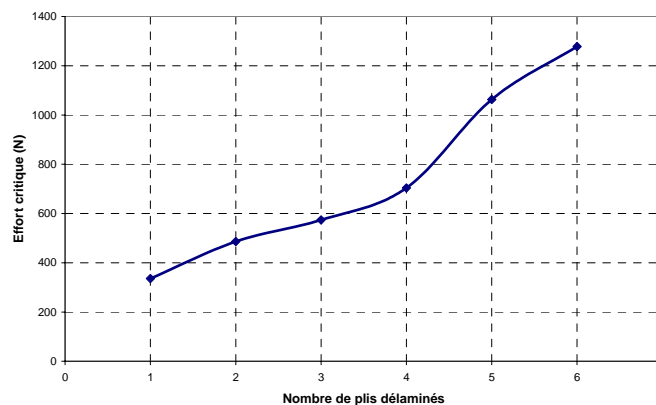


Figure II. 55 : Détermination à l'aide d'un poinçon de l'effort critique de l'âme d'un foret hélicoïdal

4.3.2. Fond de l'outil $\frac{3}{4}$

Pour cette forme de fond du trou, les plis non usinés correspondent aux plis localisés sous la pointe (premier bec) de l'outil $\frac{3}{4}$. Le poinçon de diamètre 3,9 mm est utilisé pour simuler la partie centrale de l'outil.

Le graphe de la courbe d'effort critique de délaminage en fonction du nombre de plis délaminés est donné sur la Figure II. 56. L'effort critique augmente progressivement avec l'augmentation du nombre de plis non usinés. Cependant, l'effort critique résultant est relativement faible par rapport aux résultats précédents.

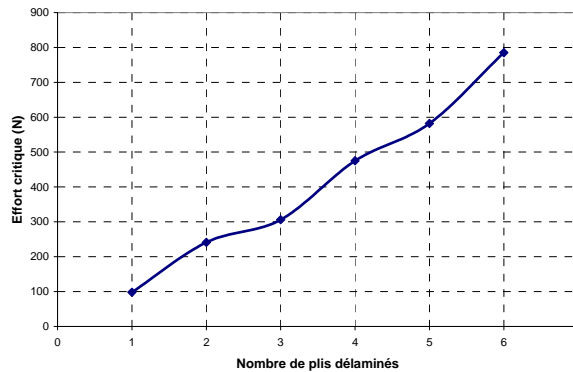


Figure II. 56 : Effort critique en utilisant un outil $\frac{3}{4}$ sur un fond ayant la même forme de l'outil

4.4. Poinçon de diamètre 2,7 mm

Un autre poinçon de diamètre 2,7 mm est utilisé pour réaliser les essais sur les trous borgnes usinés avec un foret hélicoïdal de diamètre 10 mm (l'étendue de l'âme de ce foret étant de 2,7 mm). Le poinçon pousse alors la partie de la plaque située sous l'âme.

L'effort critique de délaminage en fonction du nombre de plis non usinés est représenté sur la Figure II. 57. Cet effort critique est légèrement plus faible que celui du cas d'un poinçon de diamètre 3,9 mm. Cette différence d'effort correspond à la différence de diamètre des poinçons. En effet, un poinçon cylindrique peut délaminer plus facilement qu'un poinçon de diamètre plus important. Ainsi, un poinçon de faible diamètre s'approche du cas d'un chargement concentré alors qu'un poinçon de diamètre important présente un chargement uniformément réparti.

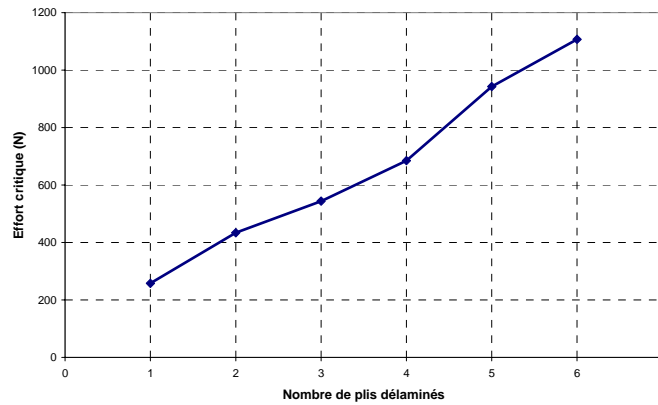


Figure II. 57 : Effort critique en utilisant un poinçon de diamètre 2,7 mm

A travers ces expérimentations, nous avons pu montrer l'influence de la géométrie de l'outil et du chargement engendré sur l'effort critique de délaminage. Nous allons étudier de la même manière le cas de l'alésage.

5. Résultats des essais de poinçonnage avec avant-trou

5.1. Poinçonnage à l'aide d'un foret hélicoïdal

Les mêmes essais ont été réalisés pour des trous percés avec un avant-trou. Pour les forets hélicoïdaux, le diamètre de l'avant-trou est égal à celui de l'âme. Un avant-trou de diamètre 3,9 mm pour le foret hélicoïdal de diamètre 15,8 mm et un avant-trou de diamètre 2,7 mm pour le foret de diamètre 10 mm sont effectués. Les deux forets hélicoïdaux de diamètre 10 et 15,8 mm sont utilisés pour poinçonner sur un fond plat avec avant-trou. La Figure II. 58 montre les deux courbes d'effort critique générées par les deux forets hélicoïdaux pour un perçage avec avant-trou. Ces efforts critiques augmentent aussi avec le nombre de plis non usinés. Ils sont relativement importants par rapport aux efforts critiques des mêmes diamètres sans avant-trou. Ceci explique à nouveau l'importance de l'effet de l'âme et l'intérêt du perçage avec avant-trou.

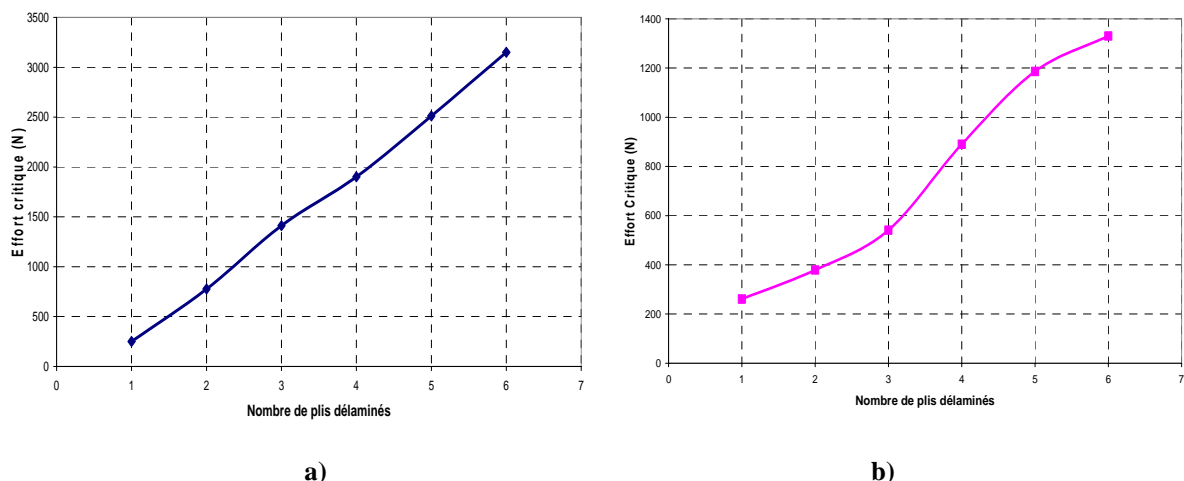
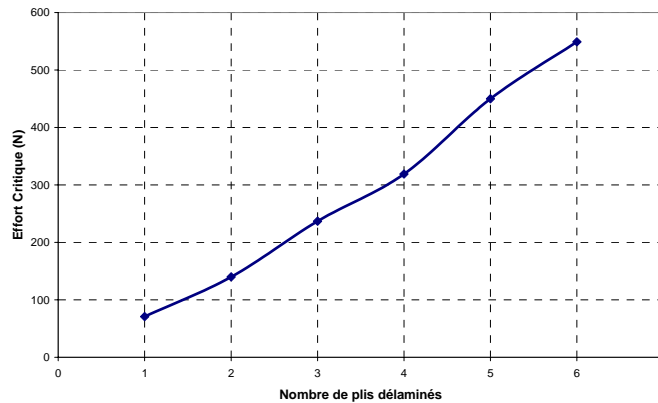


Figure II. 58 : Effort critique de délaminage avec avant-trou des forets hélicoïdaux a) de diamètre 15,8 mm et b) de diamètre 10 mm

5.2. Poinçonnage à l'aide d'un outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 15,8 mm

Un diamètre d'avant-trou de 13 mm égal au diamètre du premier étage de l'outil $\frac{3}{4}$ est utilisé pour les essais de poinçonnage avec l'outil $\frac{3}{4}$ sur un fond de trou plat. La Figure II. 59 montre le graphe de l'effort critique de délaminage en fonction du nombre de plis restant sous l'outil. Cet effort critique est plus faible que celui obtenu dans le cas d'un foret hélicoïdal. Ceci est dû à la différence du diamètre de l'avant-trou de la partie restante non usinée. La quantité de matière restante sous l'outil dans ce cas est moins importante que dans le cas d'un foret hélicoïdal ce qui génère une résistance moins importante.



a)

b)

Figure II. 59 : Effort critique de délaminage d'un outil $\frac{3}{4}$ avec avant-trou. a) un relevé d'effort pour deux plis non usinés et b) tracé de l'effort critique en fonction du nombre de plis délamинés

Il faut noter que pour le cas de l'alésage, le chargement n'est réparti que sur la circonférence de l'avant-trou, ce qui n'est pas complètement représentatif de la réalité du perçage.

A l'issue de ces expérimentations, nous pouvons comparer les résultats obtenus aux modèles proposés précédemment afin de valider ces derniers.

D. Comparaison et validation des modèles

1. Introduction

La comparaison des modèles de chargement est importante. Cette comparaison explique l'influence de chaque partie active de l'outil sur le délaminage en perçage. Un programme sous Matlab a été construit afin de déterminer les différents efforts critiques des modèles analytiques. Ce programme calcule les efforts critiques de délaminage des différentes hypothèses de chargement en fonction de l'épaisseur de la plaque restant à usiner sous l'outil pour un matériau donné. Le but final est de choisir, pour une géométrie d'outil donnée, l'hypothèse de chargement correspondant ainsi que l'effort critique correspondant. Une comparaison entre les résultats des essais de poinçonnage et les différents modèles analytiques et numériques permet de déterminer le modèle le plus proche de la réalité et de valider la modélisation proposée.

Les cas de poinçons poussant sur un fond tronconique d'un foret hélicoïdal et sur un fond semblable à celui de la forme de la partie active de l'outil $\frac{3}{4}$ sont étudiés. Le premier cas correspond à un poinçon de diamètre 3,9 mm sur un fond tronconique d'un foret hélicoïdal de diamètre 15,8 mm. L'effort critique correspondant est attribué à l'âme du foret. Le deuxième cas est le cas du même poinçon poussant un fond de l'outil $\frac{3}{4}$ du même diamètre que le foret hélicoïdal (15,8 mm). L'effort critique d'un perçage avec avant-trou est également étudié. Ainsi, pour calculer l'effort critique correspondant au perçage des gros diamètres, une décomposition de la partie active de la géométrie de l'outil est nécessaire. Le modèle (plaque encastrée ou appuyée ? diamètre de la plaque ? hypothèse de chargement ?...) de l'effort critique correspondant à chaque zone est déterminé en fonction de la géométrie donnée.

2. Perçage sans avant-trou

2.1. Cas du foret hélicoïdal sans amincissement d'âme

Dans ce paragraphe, on modélise uniquement l'effet de l'âme du foret hélicoïdal. La comparaison des résultats expérimentaux à ceux des différentes hypothèses de chargement et avec différentes conditions aux limites (encastrement ou simplement appuyé) est illustrée sur la Figure II. 60 (b est l'étendue de l'âme). On s'aperçoit que les courbes, correspondant à un chargement uniformément réparti sur toute la plaque et à une plaque simplement appuyée sur toute la circonférence, sont les plus proches des résultats expérimentaux. Les deux courbes des modèles numériques et analytiques dans ce cas sont très proches pour un nombre de plis délamines inférieur ou égal à quatre (erreur inférieure à 20%). A partir de cinq plis sous le foret, les deux modèles présentent une certaine différence. Cette différence est due à l'effet de cisaillement présent dans le modèle numérique et pas pris en compte dans le modèle analytique. Cet effet n'est pas négligeable pour un faible rapport diamètre/épaisseur.

Une différence relative importante est trouvée entre les valeurs du modèle analytique de chargement réparti et les valeurs d'effort de l'expérimentation pour un et deux plis sous le foret (>70% pour tous les chargements). Au-delà de trois plis non usinés, l'erreur relative est inférieure à 20% pour un chargement uniformément réparti. Ces erreurs ne présentent pas un problème majeur puisque le modèle est conservatif (valeurs du modèle inférieures aux valeurs expérimentales).

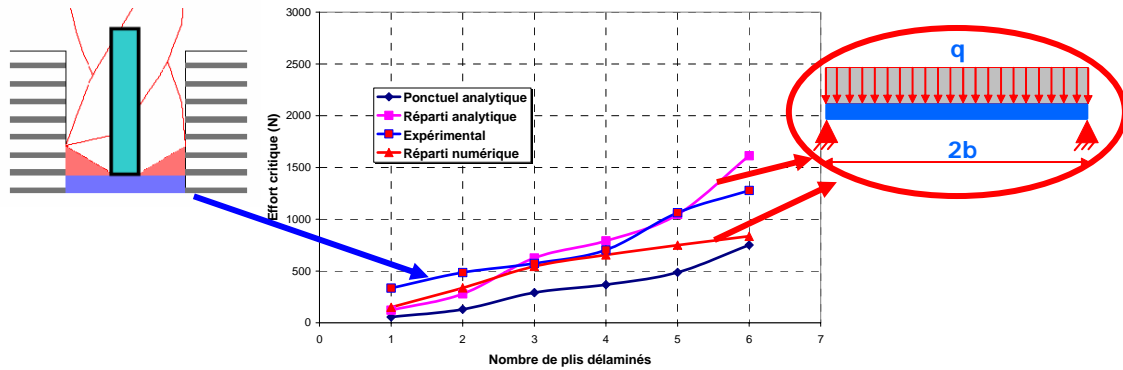


Figure II. 60 : Comparaison et validation du modèle analytique et numérique proposé

Le modèle proposé avec un chargement uniformément réparti et un appui simple est donc validé d'après cette comparaison.

2.2. Fond de l'outil $\frac{3}{4}$

Le même poinçon de diamètre 3,9 mm a été utilisé pour le fond de l'outil $\frac{3}{4}$. La Figure II. 61 présente le modèle analytique le plus adapté à l'outil $\frac{3}{4}$ et qui donne les valeurs les plus proches de celles obtenues expérimentalement (dans ce cas, b est le rayon du premier étage). Un cas de chargement ponctuel appliqué au centre et une plaque simplement appuyée constituent un modèle conservatif. Le diamètre de la plaque modélisée est égal au diamètre du premier étage de l'outil $\frac{3}{4}$ (13 mm). L'application d'effort du poinçon sur la matière située au centre de la plaque est modélisée par un effort ponctuel appliqué au centre. Comme pour le cas d'un fond conique d'un foret hélicoïdal, l'erreur relative est importante pour un et deux plis non usinés ($>75\%$). Cette erreur diminue pour un nombre de plis délamérés important ($\sim 20\%$). Mais, le modèle d'effort critique d'un chargement ponctuel présente un effort plus faible que celui obtenu expérimentalement. Ceci entraîne un modèle d'effort critique conservatif ce qui donne des conditions de coupe critiques conservatives.

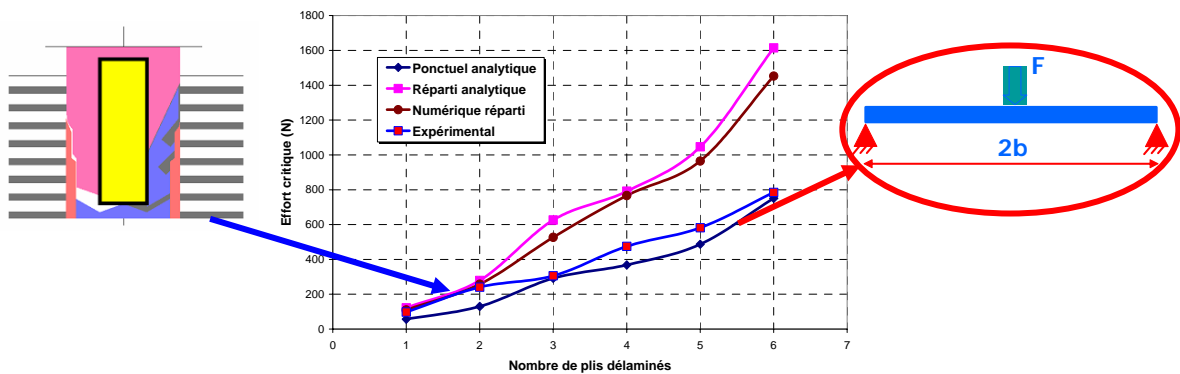


Figure II. 61: Comparaison du poinçonnage d'un fond d'outil $\frac{3}{4}$ avec les modèles

3. Perçage avec avant-trou

Les arêtes principales de coupe (ou les étages dans le cas d'un outil $\frac{3}{4}$) sont modélisées dans ce cas. Une comparaison des efforts critiques expérimentaux avec un avant-trou de diamètre 3,9 mm a été faite avec les différents résultats obtenus analytiquement et numériquement. La Figure II. 62 montre le modèle le plus proche de la réalité avec un avant-trou. Ce modèle est caractérisé par une plaque simplement appuyée et soumise à un chargement uniformément réparti. Le taux de restitution d'énergie correspondant est celui de propagation des fissures (800 J/m²) pour le couple outil/matériau retenu.

Le modèle analytique proposé est conservatif car il présente des efforts critiques moins importants que les efforts critiques expérimentaux.

Les modèles retenus nous permettent maintenant de déterminer les conditions de coupe critiques pour les différentes parties actives de l'outil. L'avance critique globale retenue est alors l'avance critique minimale parmi les différentes valeurs obtenues.

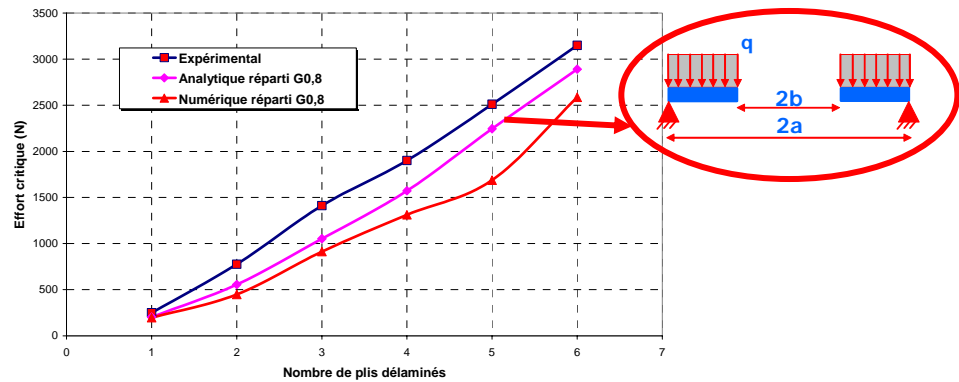


Figure II. 62 : Comparaison des efforts critiques d'un foret hélicoïdal de diamètre 15,8 mm avec un avant-trou de diamètre 3,9 mm

E. Conclusion

Dans le but de modéliser le délaminage en perçage en sortie d'une plaque composite orthotrope, plusieurs hypothèses de chargement ont été proposées dans un modèle afin de déterminer l'effort axial critique de délaminage. Cet effort critique a été calculé en fonction de la géométrie de l'outil (diamètre de l'âme, premier étage...) pour une plaque encastree sur la circonférence et pour une plaque simplement appuyée. Pour un matériau donné et à l'aide d'un modèle analytique, les courbes des efforts critiques de délaminage des différentes hypothèses avec les deux types d'appui ont été tracées en fonction du nombre de plis délaminés sous l'outil. Ces résultats montrent l'importance de l'effet de l'âme sur l'effort axial critique. En effet, les hypothèses de chargement qui ne prennent pas en compte l'effet de l'âme (chargement uniformément réparti et chargement triangulaire) présentent un effort critique de délaminage important. Les hypothèses qui prennent en compte l'effet de l'âme présentent des faibles efforts critiques et celles qui sont composées des deux effets de l'âme et des arêtes de coupe présentent des efforts critiques moyens.

Pour déterminer le diamètre de la plaque étudiée, une décomposition de la géométrie de l'outil est proposée. Cette décomposition consiste à diviser la géométrie de l'outil en plusieurs zones. L'effort critique est calculé pour chaque zone. Pour un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme de diamètre 15,8 mm, une zone est définie pour l'âme et une autre zone pour les deux arêtes de coupe principales. La partie de la plaque localisée sous la zone de l'âme est modélisée par une plaque de diamètre égal au diamètre de l'âme. Le modèle correspondant à cette zone est une plaque simplement appuyée soumise à un chargement uniformément réparti. La zone des arêtes de coupe correspond à une plaque avec un avant-trou de diamètre égal au diamètre de l'âme. La plaque simplement appuyée avec un chargement uniformément réparti donne des résultats proches de l'expérimentation. Les efforts critiques des différentes zones de l'outil $\frac{3}{4}$ sont validés de la même façon.

Ainsi, le choix du modèle convenable (appui, diamètre, avec ou sans avant-trou...) pourra être fait en fonction de la géométrie de l'outil. En effet, pour des faibles diamètres, la partie active de l'outil est modélisée en une seule zone simplement appuyée (chargement choisi en fonction de la géométrie de l'outil). Pour les gros diamètres, la première zone modélisée commence du premier point qui attaque la matière jusqu'à une épaisseur ne dépassant celle de deux plis. Les autres zones seront les différentes arêtes de coupe et sont modélisées par une plaque avec avant-trou.

Cette proposition de décomposition de la géométrie en plusieurs zones nécessite la détermination de l'effort axial du perçage qui correspond à chaque zone. La comparaison sera faite pour chaque zone afin de déterminer les conditions de coupe critiques.

Chapitre III

Modélisation de l'effort axial de pénétration

A. Etude expérimentale

1. Introduction

Le délaminage à la sortie du trou est lié directement à la force axiale de pénétration lors du perçage des matériaux composites. La force critique de délaminage a été déterminée dans le chapitre II. Afin de définir les conditions de coupe critique de délaminage, un modèle de l'effort axial de poussée en fonction des paramètres de coupe en perçage et des différentes parties actives de la géométrie de l'outil doit être développé.

Dans cette partie, plusieurs essais de perçage de plaques épaisses carbone époxy ont été réalisés et des mesures d'effort de pénétration en perçage ont été effectuées dans le but de composer ce modèle d'effort. Plusieurs modèles d'effort ont été développés dans la littérature (cf chapitre I), cependant l'adaptation du modèle d'effort à la géométrie de l'outil n'a pas été étudiée à notre connaissance. Cette adaptation est importante en raison du nombre important de géométries différentes utilisées en perçage des matériaux composites. Notre but est de modéliser l'effort de pénétration pour n'importe quel couple outil/matériau utilisé. Plusieurs géométries d'outils sont étudiées.

2. Dispositif et procédures expérimentaux

2.1. Dispositif

2.1.1. Outils utilisés

Différents outils de perçage ont été testés et plusieurs affûtages de forets hélicoïdaux ont été utilisés. Il existe certains types d'affûtage de forets hélicoïdaux :

- Affûtage classique ou à dépouille conique,
- Dépouille hélicoïdale de forme pointue,
- Affûtage à deux pentes,
- Pointe en croix,
- Affûtage trois pentes.

Dans cette étude, l'affûtage classique, à trois pentes et l'affûtage en croix ont été testés. Des forets hélicoïdaux en aciers rapides (HSS), en carbure de tungstène micrograin (K20), l'outil $\frac{3}{4}$ étagé ainsi qu'un foret en PCD (hélicoïdal avec arêtes rapportées en PCD et amincissement spécial) sont utilisés.

La Figure III. 1 montre la première série d'outils utilisés. Ces outils sont constitués d'une seule arête de coupe étagée en carbure de tungstène micrograin (K15) monobloc revêtue de PCD (outil $\frac{3}{4}$ utilisés par Airbus et fabriqués par Botek [48]). Ces outils à une lèvre en carbure monobloc (Poly Cristallin Diamant PCD et carbure nuance K15) sont des outils de forage à une coupe (Figure III. 1). Ils se composent d'une tête de forage étagée en carbure et d'une arête principale de coupe rapportée en PCD. Ce type d'outils est utilisé pour le perçage de tous les matériaux, et en particulier le perçage des matériaux composites de forte épaisseur (profondeur allant de 3xD jusqu'à 40xD) comme il peut être utilisé pour le perçage hybride (composite – métaux ou vice versa).

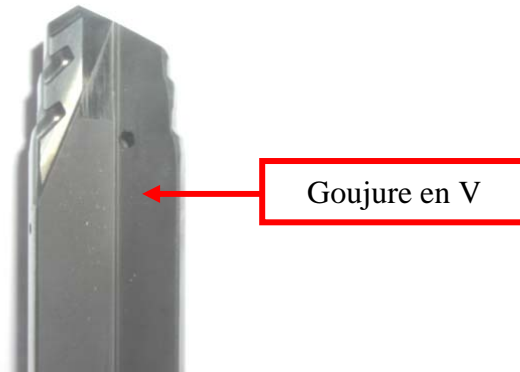


Figure III. 1 : Série 1 : Outil $\frac{3}{4}$ étagé avec arêtes rapportées en PCD

Ces outils sont guidés par un canon de perçage durant toute l'opération d'usinage (Figure III. 2-a). Pour les cas où l'utilisation d'un canon de perçage n'est pas possible, il est impératif de travailler sur un avant-trou (Figure III. 2-b).

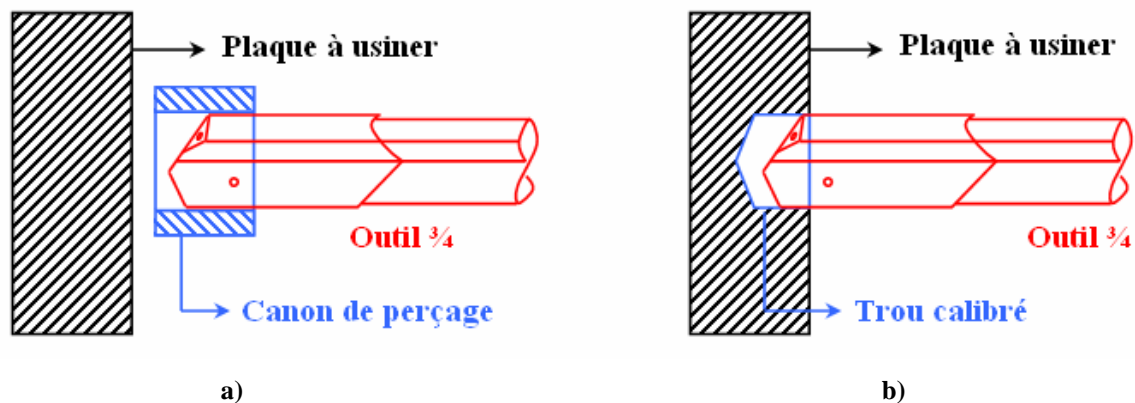


Figure III. 2 : Guidage de l'outil $\frac{3}{4}$ a) par un canon de perçage, b) par un trou calibré

Le perçage des matériaux composites à l'aide d'un outil $\frac{3}{4}$ étagé avec une arête rapportée en PCD permet d'obtenir un meilleur état de surface (rayon d'acuité d'arête plus faible qu'un outil en carbure de tungstène et meilleure évacuation de la chaleur produite par la coupe).

Dans cette étude, tous les essais ont été faits avec un canon de perçage sans lubrification et avec aspiration. Le perçage à l'aide de cet outil $\frac{3}{4}$ sans lubrification permet de comparer les résultats à ceux obtenus lors du perçage en utilisant les autres forets. L'affûtage de l'outil utilisé est montré sur la Figure III. 3.

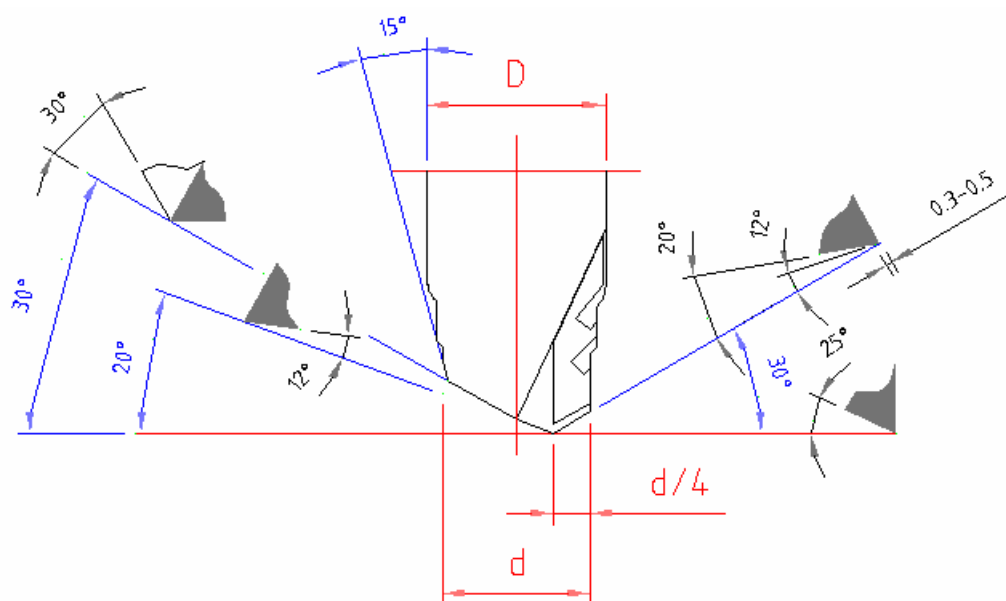





Figure III. 3 : Affûtage standard Botek de l'outil $\frac{3}{4}$

Le fabricant de l'outil conseille une vitesse de coupe importante et une avance par tour relativement faible. Airbus utilise aujourd'hui une avance égale à 0,05 mm/dent et une vitesse de coupe de 74,418 m/min ce qui correspond à une vitesse de rotation de 1500 tr/min pour un diamètre de 15,8 mm. Cependant, plusieurs valeurs de ces deux vitesses ont été testées dans cette étude. Deux diamètres de 15,8 et 12,7 mm (diamètre D sur la Figure III. 3) ont été utilisés. Le diamètre d du premier étage de l'outil de diamètre 15,8 mm est de 13 mm. Un avant-trou de 12,7 mm est utilisé par Airbus pour ce diamètre.

Les autres outils utilisés sont des forets hélicoïdaux. Plusieurs types de forets hélicoïdaux sont testés. Ces forets sont exposés dans le Tableau 1.

Désignation	Photo	Caractéristiques	Géométrie	Affûtage	Revêtement	Bénéfices
DIN338.HS [49]		En aciers rapides (HSS)	$\alpha = 118^\circ$.	N	Non	Bonne qualité de coupe
DIN 6539 [49]		En carbure de tungstène micrograin (K20)	$\alpha = 118^\circ$. Angle d'hélice = 30°	Dépouille conique	Non	Bon centrage, réduit les bavures
Otelo Dormer Modèle R 022 Carb TiN [50]		En carbure de tungstène micrograin (K20) revêtu TiN	$\alpha = 118^\circ$. Angle d'hélice = 29°	Pointe en croix et affûtage spécial à 4 facettes	TiN	Perçage jusqu'à 3xD




DIN 1412C		En carbure de tungstène micrograin (K20)	Etendue de l'âme 0,075 mm. $\alpha = 122,76^\circ$	Âme amincie et affûtage trois pentes	Non	Bonne évacuation des copeaux, réduction efficace de la force de poussée
Foret Standard Type N [51]		En carbure de tungstène micrograin (K20)	Etendue de l'âme 3,9 mm. Angle de pointe $\alpha = 114,5^\circ$	N	Non	Utilisation générale
Foret PCD (ham type 3371 [52])		En carbure monobloc (K15), arêtes rapportées en PCD	$\alpha = 117^\circ$	Trois pentes	Non	Perçage hybride composites métaux

Tableau 1 : Forets hélicoïdaux utilisés

2.1.2. Matériau usiné

Deux séries de plaques en carbone époxy d'épaisseur 20 mm et 30 mm (Drapage en Annexe 3) ont été fournies par Airbus dans ce but. D'autres plaques quasi isotropes $[90^\circ, 45^\circ, 0^\circ, -45^\circ]_{S10}$ (épaisseur 20 mm) ont été fabriquées au sein du laboratoire. Les mêmes plaques ont été utilisées pour réaliser les essais de poinçonnage du chapitre II tout en laissant à la sortie des plis non usinés. Ces plaques ne contiennent pas de tissu de verre en première et dernière couche.

Les différentes plaques utilisées sont montrées dans le Tableau 2.



	Photo	Séquence d'empilement	Epaisseur	Tissu de verre
Plaques fournies par Airbus		Fortement orienté (annexe 3)	20 et 30 mm	Oui et non
Plaques fabriquées au LGMT		$[90^\circ, 45^\circ, 0^\circ, -45^\circ]_{S10}$	20 mm	Non

Tableau 2 : Différentes plaques utilisées

2.1.3. Machine à commande numérique

Un centre d'usinage 5 axes (DMU 50 eVo) [53], de puissance nominale de 25 kW et de vitesse de rotation maximale de 18 000 tr/min, a été utilisé (Figure III. 4). Les essais ont été effectués avec différents paramètres de coupe (avance par dent, vitesse de coupe) et pour différents diamètres d'outil.

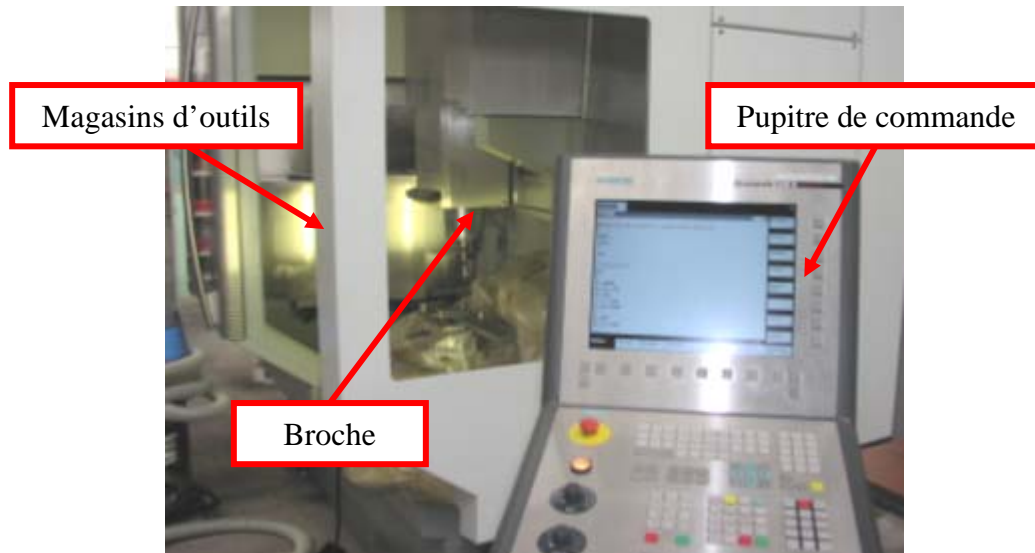


Figure III. 4 : Centre d'usinage à commande numérique utilisé (DMU 50 eVo)

2.1.4. Capteur de mesure d'effort

Les efforts ont été mesurés à l'aide d'une platine de mesure TSR (capteur de force à jauges extensométriques). Cette platine donne une erreur maximale de 10% sur les valeurs d'effort axial mesuré (F_z). Des essais de répétabilité ont été réalisés également dans le but de vérifier le bon fonctionnement de la mesure ; une dispersion de moins de 7% a été trouvée. D'autre part, Une carte d'acquisition amplifie le signal venant de la platine et un logiciel associé (TAB6) permet de filtrer puis de stocker les valeurs mesurées transmises à l'ordinateur. La Figure III. 5 montre le dispositif expérimental de la mesure d'effort.

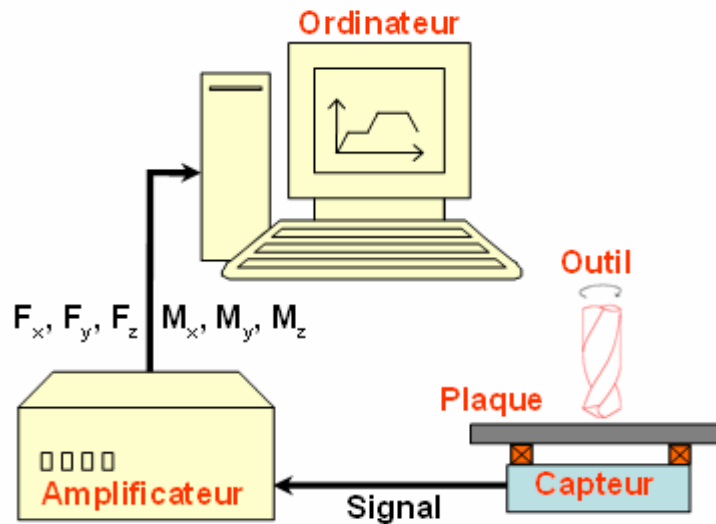


Figure III. 5 : Dispositif expérimental de mesure d'effort

La Figure III. 6 montre l'installation utilisée, la platine et la carte d'acquisition utilisées ainsi que le montage dédié aux différents essais de relevé d'effort.

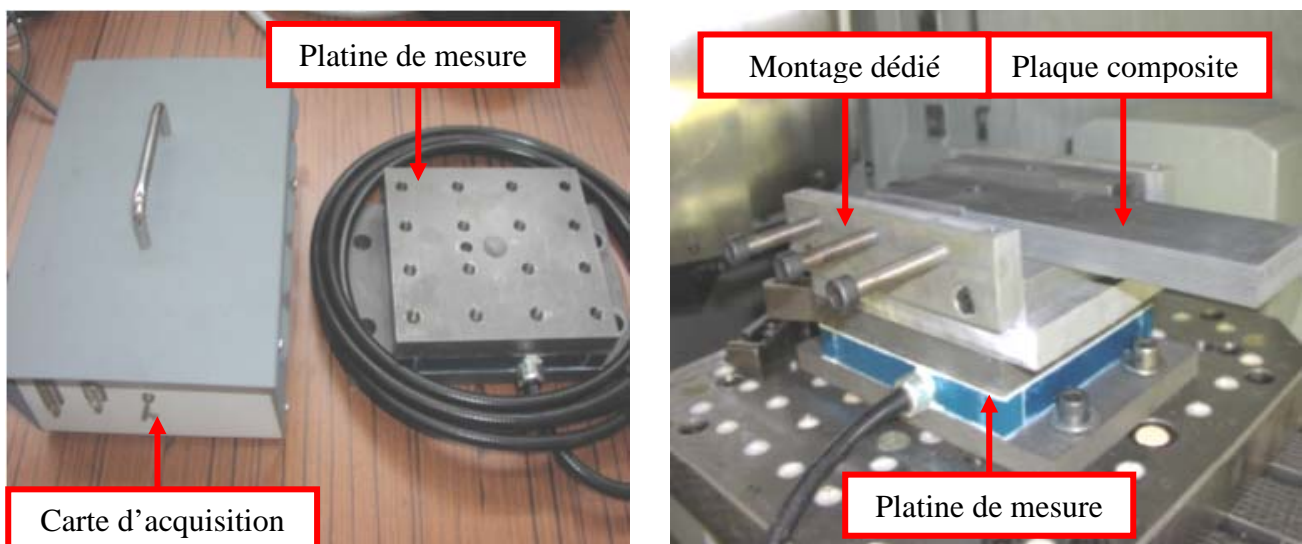


Figure III. 6 : Montage et capteur d'effort

Les plaques ont été fixées sur le montage dans une configuration non appuyée à la débouchure du trou.

Il faut noter que tous les essais ont été réalisés sans lubrification et avec aspiration. Des essais préliminaires ont montré l'effet de l'aspiration sur l'effort axial. Cet effet est négligeable par rapport à l'effort de perçage maximal.

2.2. Procédures expérimentales

Plusieurs types d'essais sont proposées afin d'enregistrer l'effort généré par les différentes parties actives des outils en une seule mesure. Des avant-trous de diamètres égaux à ceux des différentes parties de l'outil ont été réalisés. Ce moyen permet d'isoler précisément l'effort des arêtes principales de coupe.

Pour les forets hélicoïdaux, un avant-trou, de profondeur égale à la moitié de l'épaisseur de la plaque a préalablement été percé (Figure III. 7). Ainsi, l'effort enregistré dans la première partie avec un avant-trou représente l'effort des deux arêtes principales de coupe uniquement (pas de matière sous l'âme du foret) alors que celui du perçage en pleine matière représente l'effort total lors de la pénétration de l'outil.

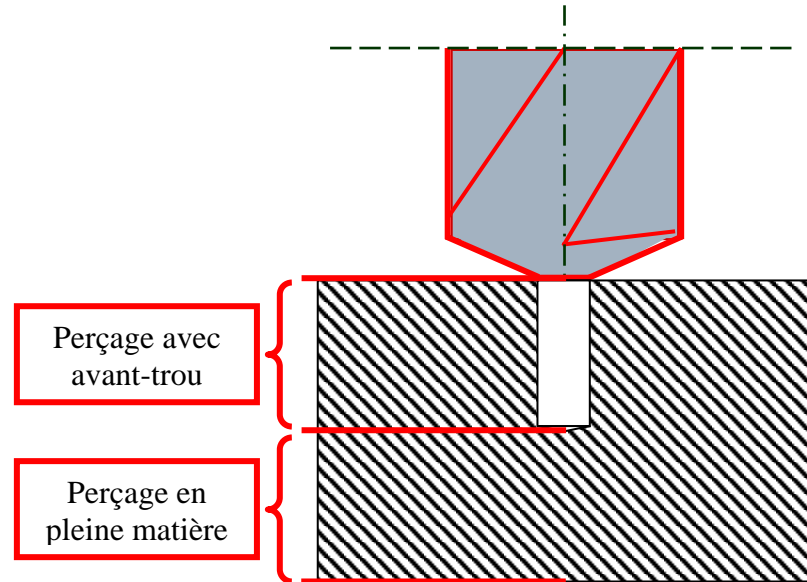


Figure III. 7 : Avant-trou borgne pour mesurer à la fois l'effort des arêtes et l'effort de l'âme

La même procédure a été utilisée avec l'outil $\frac{3}{4}$ étagé. Un avant trou étagé est préalablement réalisé à l'aide de forets hélicoïdaux. Chaque étage de l'avant trou a un diamètre qui correspond à celui de l'étage ou de la zone de l'outil $\frac{3}{4}$ (Figure III. 8). Cette méthode permet surtout de mesurer l'effort appliqué par chaque zone du premier étage de l'outil $\frac{3}{4}$.

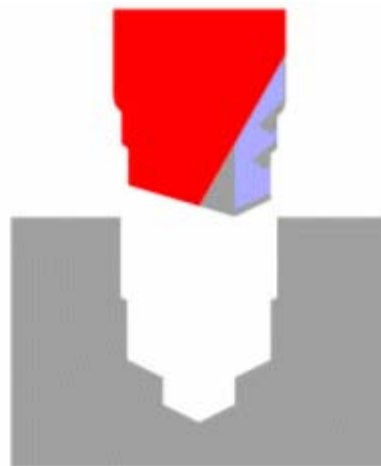


Figure III. 8 : Avant-trous de l'outil $\frac{3}{4}$ étagé

Du fait de la longueur active de chaque étage de l'outil $\frac{3}{4}$, des plaques de 30 mm d'épaisseur ont été nécessaires pour réaliser les relevés d'effort axial de pénétration. En effet, l'épaisseur des autres plaques (20 mm) n'est pas suffisante pour réaliser ces essais.

Différentes vitesses de coupe V_C ont été utilisées afin d'observer son influence sur l'effort axial. En effet, Rubio et al [54] ont montré que l'utilisation de l'usinage à grande vitesse (UGV) peut permettre d'assurer des dommages réduits.

3. Résultats expérimentaux

3.1. Foret hélicoïdal en acier rapide (HSS) DIN338.HS

Les courbes de relevé d'effort axial F_z sont traitées à l'aide du logiciel TAB6. Les fréquences supérieures à 20 Hz, qui correspondent aux bruits, ont été filtrées à l'aide d'un filtre de fréquences « passe-bas » introduit dans le logiciel. La mesure est faite à une fréquence de 400 Hz soit 16 mesures par tour.

Plusieurs relevés d'effort ont été effectués en utilisant les forets hélicoïdaux en aciers rapides. L'avance par dent, le diamètre ainsi que la vitesse de coupe constituaient les paramètres variables. L'étude montre une augmentation importante de l'effort axial en fonction du nombre de trous percés. Cette augmentation est due à l'effet de l'usure. Une étude d'usure a été donc menée pour ces forets afin de vérifier l'influence de l'usure sur l'effort axial.

Une observation à l'aide d'un projecteur du profil a été faite afin de visualiser l'usure en comparant l'état de l'outil avant le perçage et après le perçage de huit trous (Figure III. 9).

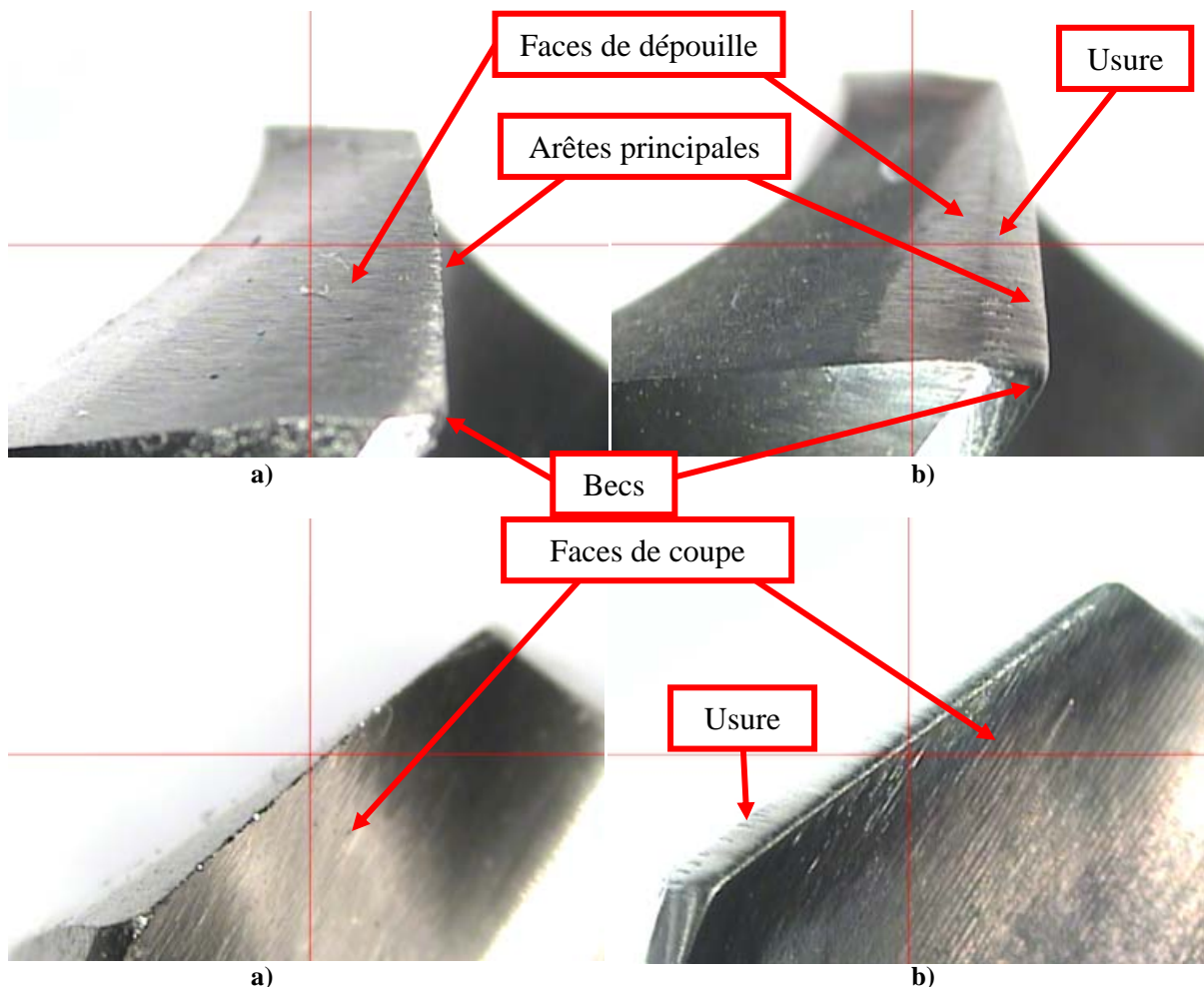


Figure III. 9 : Observation de l'usure des arêtes principales de coupe à l'aide du projecteur du profil a) avant perçage, b) après perçage

Les photos de la Figure III. 9 montrent l'état des outils avant et après le perçage. Une usure importante est observée au niveau des arêtes principales de coupe et des becs. L'usure évolue le long de l'arête de coupe pour être maximale au niveau du bec. Cela peut être rapproché de la variation de la vitesse de coupe le long de l'arête (Figure III. 10).

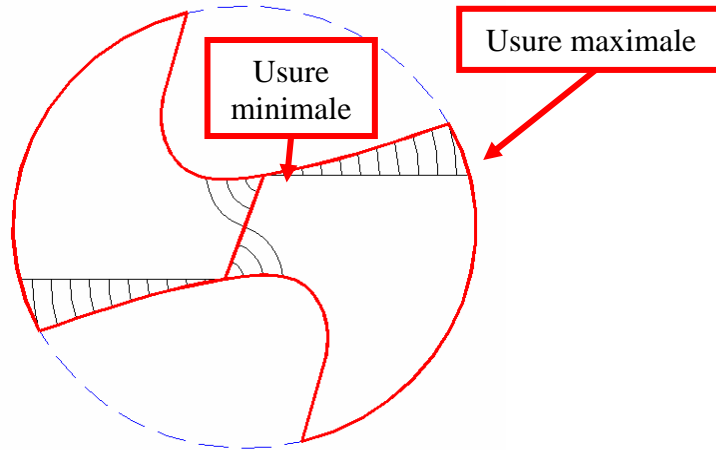


Figure III. 10 : Usure de la dépouille

Le perçage à l'aide de ces forets provoque donc une usure brutale des arêtes principales de coupe. Cela influe sur l'effort axial. Dans le but de vérifier l'influence de l'usure sur l'effort axial, deux campagnes d'essais de relevé d'effort avec deux forets HSS neufs de diamètre 14,5 mm ont été réalisées. Dans un premier temps, des relevés d'effort sont effectués avec une avance croissante. Ensuite, le deuxième foret HSS neuf est caractérisé en effort axial avec les mêmes avances variant dans le sens décroissant (Figure III. 11). La comparaison montre une grande différence entre les efforts axiaux des deux campagnes d'essais correspondant à la même avance de 0,15 mm/dent (1500 N pour le foret neuf et plus de 4000 N pour le foret après sept trous). Il semble donc qu'une usure importante intervienne dès les premiers millimètres percés. De plus, pour la deuxième campagne d'essais avec une avance décroissante, nous remarquons que l'effort augmente sur les trois premiers essais (Figure III. 11). L'influence de l'usure est donc sensible dès le premier trou. Ces résultats d'efforts montrent donc nettement l'effet de l'usure des forets HSS sur l'effort axial. Cette usure semble également plus sensible aux avances importantes.

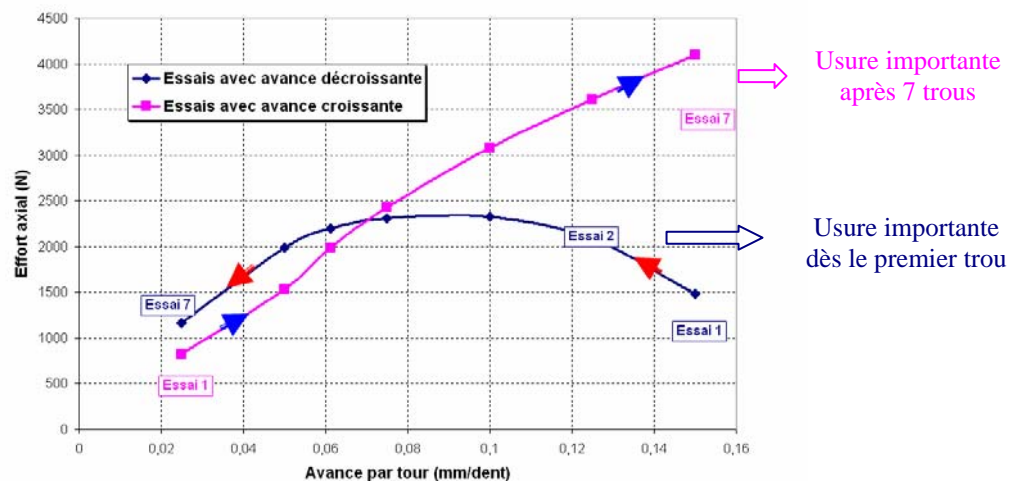


Figure III. 11 : Influence de l'usure sur l'effort axial de coupe (HSS diamètre 14,5 mm)

L'étude réalisée avec les forets HSS montre donc l'usure très rapide de ces forets en perçage des composites carbone/époxy, qui les rend inutilisables dans ce contexte. Par la suite, une étude sur le perçage des matériaux composites en utilisant des forets en carbure de tungstène micrograin est proposée.

3.2. Forets hélicoïdaux en carbure de tungstène micrograin (K20)

Ces forets présentent une résistance à l'usure plus importante que celle des forets en acier rapide. Plusieurs types de foret en carbure de tungstène micrograin ont été testés (cf. Tableau 1) :

3.2.1. Avec amincissement tronconique de l'âme DIN6539

Des essais de relevé d'effort sont réalisés en faisant varier l'avance par dent. Des diamètres des 5, 8, 10, 12 et 14 mm ont été testés également. La Figure III. 12 montre les courbes d'effort de différents outils en fonction de l'avance par dent. L'allure des courbes est pratiquement la même. Une légère diminution de l'effort pour la deuxième et de la troisième avance du trou a été remarquée. Cette diminution peut être due à l'échauffement de la matrice du matériau composite du fait que la mesure de l'effort correspondant à trois différentes avances a été effectuée durant le perçage d'un même trou.

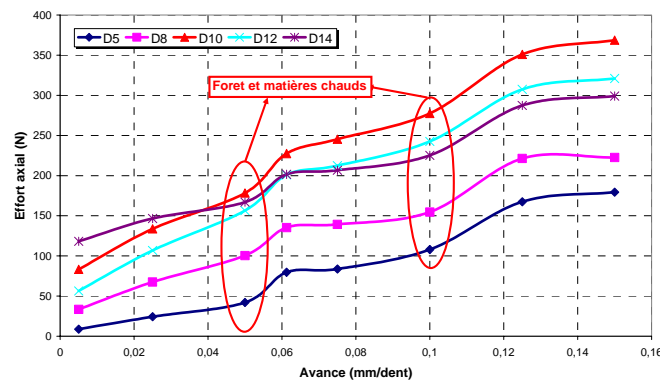


Figure III. 12 : Relevé d'effort de différents diamètres de foret en carbure de tungstène micrograin en fonction de l'avance

De plus, le foret de diamètre 10 mm présente un effort plus important que celui de diamètre 14 mm. De même, le foret de diamètre 12 mm donne un effort plus important que celui de diamètre 14 mm pour les grandes avances. Ces deux forets de diamètres 10 et 12 mm présentent également une courbe de pente différente à celles des autres diamètres. Des essais supplémentaires ont été faits afin de vérifier ces résultats. Ces essais ont été effectués avec une avance croissante et une avance décroissante successivement. Sur la Figure III. 13, une faible différence (max 50 N) a été trouvée entre les deux courbes. Cette différence correspond aux vitesses d'avances les plus importantes et les plus faibles. Les avances entre 0,05 et 0,1 mm/dent donnent des efforts axiaux proches pour les deux courbes. Ceci montre que l'usure est beaucoup moins rapide pour les forets hélicoïdaux en carbure de tungstène. La différence d'effort peut cependant être due au phénomène de rodage des arêtes principales de coupe, l'usure se stabilisant après les premiers millimètres percés.

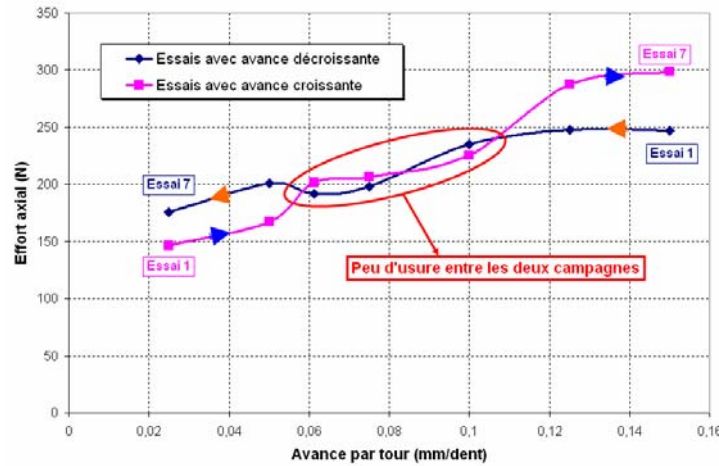


Figure III. 13 : Comparaison de deux campagnes d'essais avec une vitesse d'avance croissante et décroissante (foret en carbure de tungstène micrograin de diamètre 14 mm)

3.2.2. Avec amincissement d'âme spécial et revêtu (R022 Carb TiN)

Des essais de relevé d'effort ont été réalisés à l'aide de ce foret en fonction de la vitesse d'avance. L'avance a été variée trois fois durant le perçage d'un même trou.

L'effort axial F_z maximal en fonction de l'avance pour ce foret est représenté sur la Figure III. 14. Sur cette figure, l'effort axial appliqué par le foret revêtu TiN avec amincissement en croix (affûtage spécial à quatre facettes) augmente avec l'avance de façon quasi linéaire. Cet effort semble important par rapport aux efforts appliqués par les autres forets. Ce résultat peut être dû aux différents paramètres de géométrie de l'outil (angle de coupe, longueur des arêtes principales de coupe...).

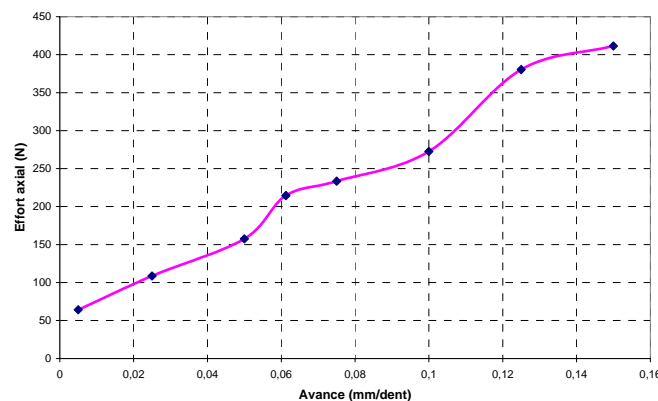


Figure III. 14 : Effort axial du foret hélicoïdal revêtu TiN ($\phi = 8$ mm) en fonction de l'avance

3.2.3. Avec amincissement d'âme et affûtage 3 pentes DIN1412C

Les deux courbes de la Figure III. 15 présentent l'effort axial d'un foret avec amincissement d'âme et affûtage 3 pentes de diamètre 15,8 mm en pleine matière (a) et avec un avant-trou de diamètre 5 mm (b) à une avance identique de 0,05 mm/dent. Ce dernier diamètre correspond à celui des premières arêtes de coupe au voisinage de l'âme avant le changement de l'angle de la pointe. Les deux courbes ne sont pas semblables. En effet, lors du perçage sans avant-trou, l'entrée de l'âme près des arêtes de coupe dans la matière (Figure III. 15-a) entraîne un changement de pente, ceci est dû à l'affûtage avec un changement de pente (3 pentes). La courbe du perçage avec avant-trou ne contient pas ce changement de pente puisque seules les arêtes principales coupent la matière.

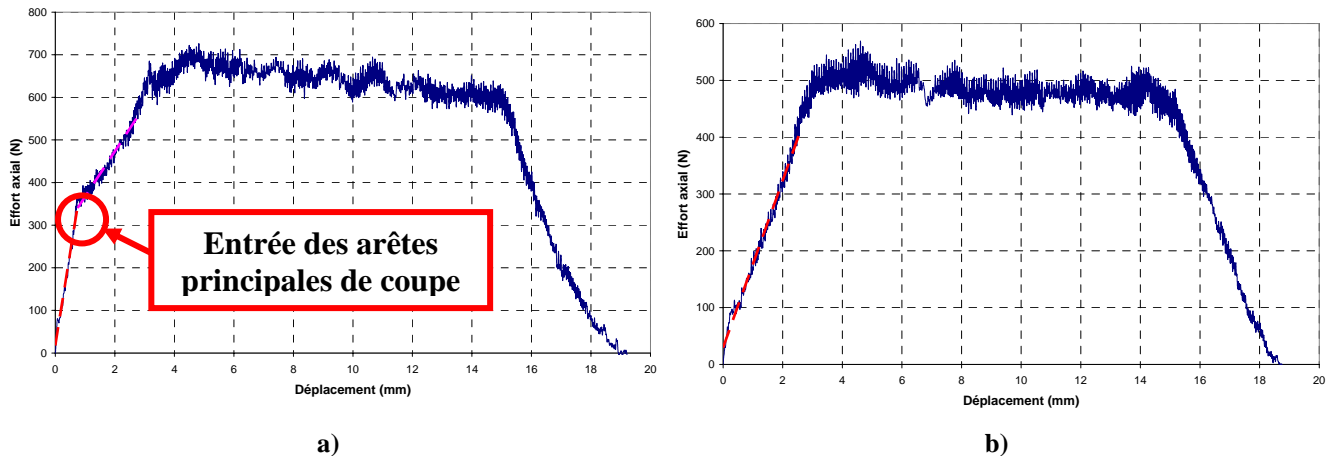


Figure III. 15 : Relevés d'effort axial pour une avance de 0,05 mm/dent du foret 3 pentes lors du perçage, a) en pleine matière et b) avec avant-trou

En faisant varier l'avance et en mesurant l'effort axial en pleine matière et avec avant-trou, les courbes d'effort ont été tracées sur la Figure III. 16. L'effort axial mesuré lors du perçage avec avant-trou correspond à l'effort généré par les arêtes principales de coupe. L'effort de l'âme est déduit de l'effort total mesuré en pleine matière et de celui des arêtes de coupe. Le schéma montre bien que l'effort généré par les arêtes principales de coupe est beaucoup plus important que celui généré par l'âme pour un diamètre important. En effet, l'effort des arêtes constitue à peu près 70% de l'effort total. Il montre aussi que la courbe d'effort de l'âme peut être approchée par une droite alors que celle des arêtes n'est pas linéaire en fonction de l'avance.

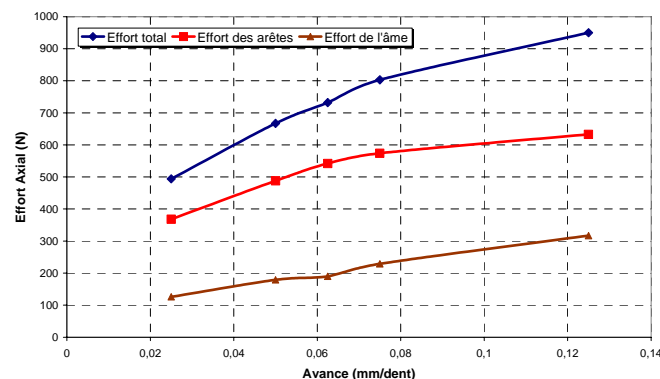


Figure III. 16 : Effort des différentes parties actives du foret à amincissement d'âme 3 pentes en fonction de l'avance

3.2.4. Sans amincissement d'âme Type N

Pour ce foret de diamètre 15,8 mm, des avant-trous de diamètre (4 mm) légèrement supérieur à celui de l'âme (3,9 mm) ont été réalisés jusqu'à la moitié d'épaisseur de la plaque afin de mesurer l'effort avec avant-trou et en pleine matière en même temps. Un exemple de relevé d'effort dans ce cas est présenté sur la Figure III. 17. Lorsque l'outil est entièrement dans la matière, l'effort axial de poussée est quasi constant. Donc, l'effort résultant de la première partie (450 N) est celui des arêtes principales de coupe alors que celui en pleine matière (650 N) est l'effort total du foret. La différence de ces deux efforts donne l'effort de l'âme qui est équivalent dans ce cas à 30% environ de l'effort total.

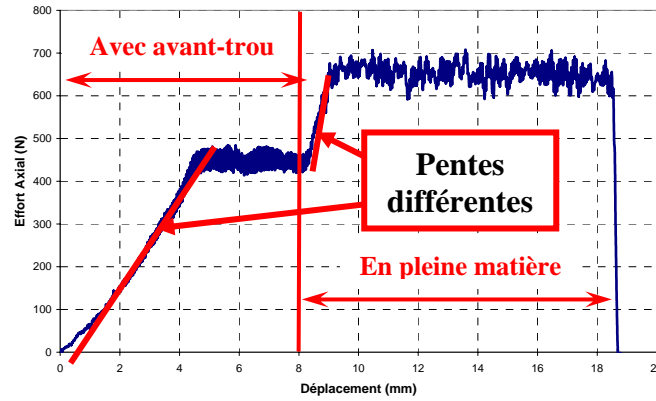


Figure III. 17 : Relevé d'effort du perçage à l'aide d'un foret en carbure de tungstène micrograin sans amincissement ($f = 0,05$ mm/dent)

La fin du relevé d'effort correspond à un arrêt du perçage et non à la sortie de la matière. Ces essais ont été répétés plusieurs fois en variant l'avance. Le graphe de la Figure III. 18 montre les efforts de l'outil avec avant-trou, en pleine matière ainsi que l'effort de l'âme déduit des deux premiers.

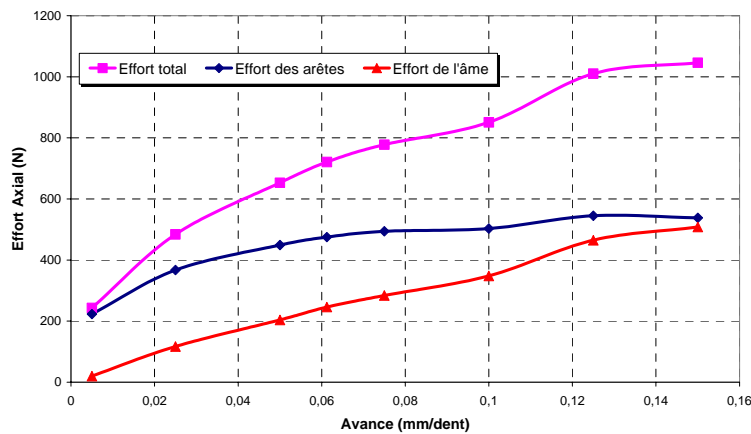


Figure III. 18 : Effort axial du foret sans amincissement d'âme en fonction de l'avance

Pour les faibles avances, les arêtes principales de coupe ne coupent plus la matière mais elles la poussent (l'extrudent). L'effort des arêtes principales de coupe est donc beaucoup plus important que l'effort de l'âme. Ce dernier effort est presque négligeable pour une avance de 0,005 mm/dent. Par contre, les deux efforts (de l'âme et des arêtes principales) sont presque égaux pour une avance de 0,3 mm/tour. De plus, il est remarquable que l'effort des arêtes principales de coupe est toujours plus important que celui de l'âme. Ces résultats ne s'accordent pas avec ceux trouvés dans la thèse de Piquet [13] (Figure III. 19) pour le perçage avec des forets de faibles diamètres. En effet, selon Piquet, l'effort de l'âme des forets ayant de faibles diamètres ($D = 5$ mm) est supérieur à celui des arêtes principales de coupe.

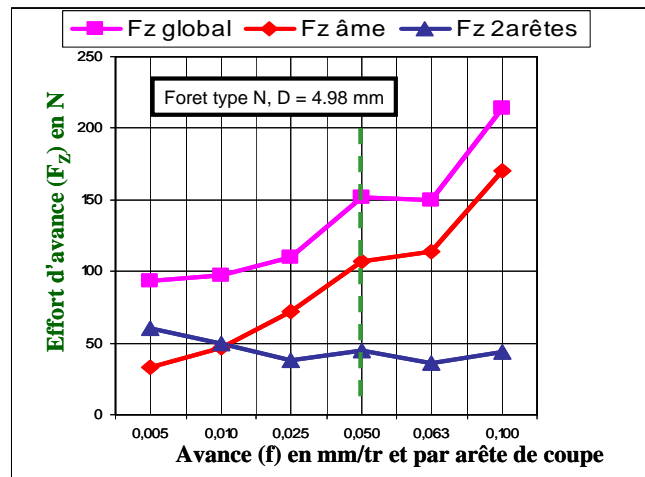


Figure III. 19 : Effort axial du perçage d'un matériau composite avec un faible diamètre d'outil (5 mm) [13]

D'autres essais de relevé d'effort ont été réalisés en faisant varier la vitesse de coupe entre 15 et 200 m/min. La Figure III. 20 montre la courbe de l'effort axial en fonction de la vitesse de coupe pour ce foret. L'effort axial est quasi constant sur cette figure.

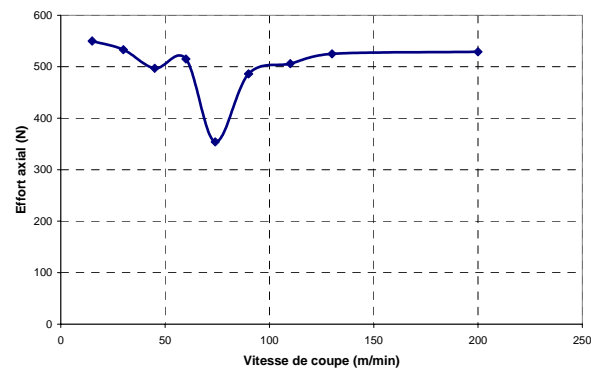


Figure III. 20 : Effort axial en fonction de la vitesse de coupe pour un foret sans amincissement d'âme (D = 15,8 mm)

Une diminution d'effort importante dans la zone de vitesse de coupe variant entre 50 et 100 m/min a été trouvée. Ce résultat correspond à une seule mesure. Des essais supplémentaires ont été réalisés en prenant une variation plus fine de la vitesse de coupe entre 60 et 90 m/min. Ces essais montrent une légère différence entre les différents efforts (différence maxi 13%). Sur la Figure III. 21, la vitesse de coupe de 80 m/min présente l'effort axial le plus faible. Cependant, cette faible différence d'effort est proche de l'incertitude de mesure de la platine. L'effort axial de poussée peut être considéré indépendant de la vitesse de coupe.

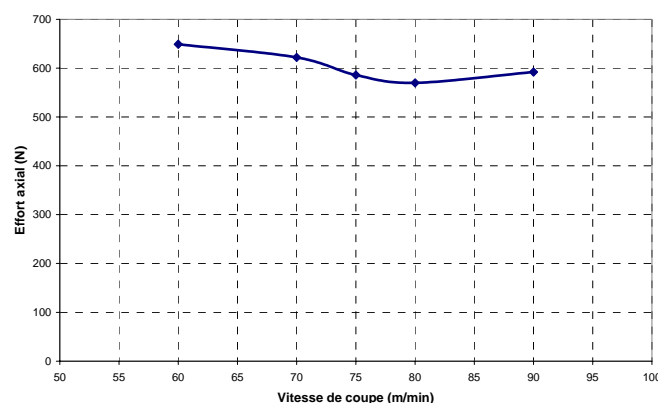


Figure III. 21 : Effort axial en fonction de la vitesse de coupe variant entre 60 et 90 m/min

3.3. Outil $\frac{3}{4}$ étagé en carbure de tungstène micrograin avec une arête principale diamantée

De la même façon, les efforts de différentes parties actives de cet outil ont été relevés. La géométrie de l'outil $\frac{3}{4}$ a été décomposée en quatre zones (Figure III. 22). La zone 1 est la partie comprise entre le centre et la pointe de l'outil. La zone 2 est l'arête de coupe du premier étage et les zones 3 et 4 sont successivement les arêtes de coupe du deuxième et troisième étage.

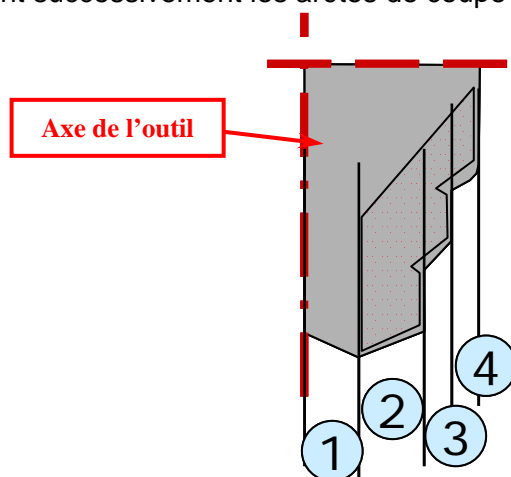


Figure III. 22 : Décomposition de la partie active de l'outil $\frac{3}{4}$ en plusieurs zones

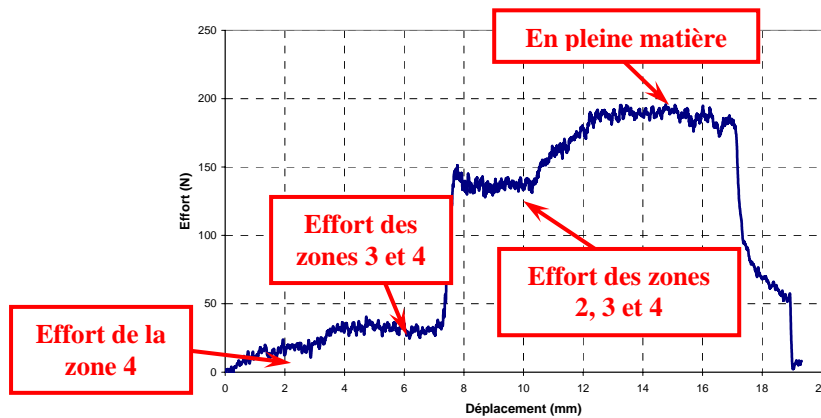


Figure III. 23 : Effort axial avec avant-trou de l'outil $\frac{3}{4}$ (ϕ 15,8 mm) pour une avance de 0,05 mm/dent

La Figure III. 23 montre un exemple de relevé d'effort axial avec l'outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 15,8 mm en utilisant une avance de 0,05 mm/dent. Cet exemple a été réalisé avec plusieurs avant-trous de diamètres différents afin de déterminer l'effort de chaque zone de l'outil comme montrés dans le paragraphe 2.2. L'effort de l'étage 4 est faible et donc difficile à déterminer précisément (passage progressif en coupe latérale). Le premier palier d'effort correspond alors à la somme des efforts des étages 3 et 4 de l'outil. L'effort du deuxième palier est la somme des efforts des zones 2, 3 et 4. L'effort de l'arête principale de coupe peut être calculé par la soustraction des efforts des deux paliers précédents. Enfin, le dernier palier est l'effort total du perçage en pleine matière. L'effort de la partie centrale (zone 1) peut être déduit de la même manière par soustraction.

La mesure de ces différents efforts en faisant varier l'avance permet de tracer les courbes de la Figure III. 24. L'effort combiné des étages 3 et 4 de l'outil est l'effort le plus faible tandis que celui de la zone 2 est le plus important. Les étages 3 et 4 sont regroupés car l'effort de la zone 4 est faible. Il est remarquable aussi que l'effort total appliqué par cet outil est plus faible que celui de l'effort axial du foret hélicoïdal.

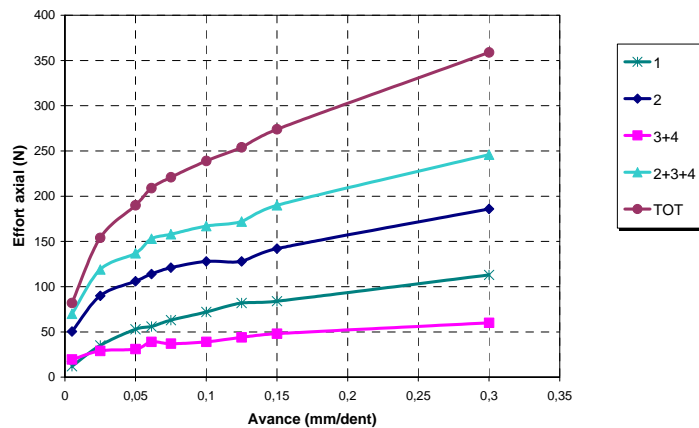


Figure III. 24 : Effort axial maximal pour l'outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 15,8 mm en fonction de l'avance

La forme de ces courbes est semblable à celle des courbes d'effort généré par l'outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 12,7 mm comme montre la Figure III. 25.

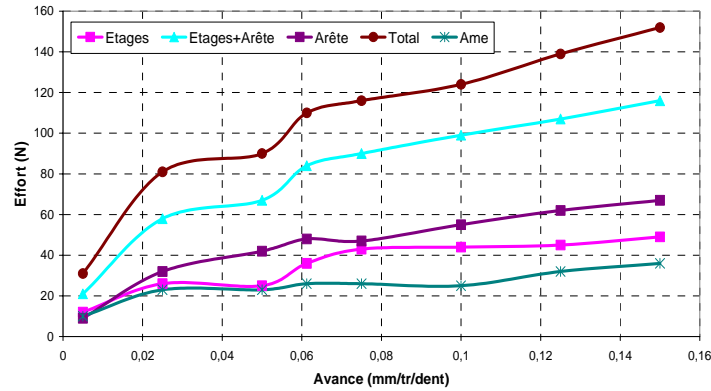


Figure III. 25 : Effort axial de l'outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 12,7 mm en fonction de l'avance

D'autres essais ont été réalisés avec le même outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 15,8 mm en faisant varier la vitesse de coupe et en gardant l'avance constante (0,05 mm/dent). Le tracé de ces résultats est montré sur la Figure III. 26 en fonction de la vitesse de coupe. Sur cette figure, les courbes de l'effort axial sont quasi constantes. Une différence maximale d'effort de moins de 10% pour une vitesse de coupe de 74,418 m/min a été trouvée. Cette différence correspondant à une seule mesure pour 74,418 m/min est proche de l'incertitude de la platine, cet essai n'ayant pas été réalisé au même moment. D'après cette légère différence au niveau d'effort, l'effort axial de poussée peut être considéré indépendant de la vitesse de coupe. Donc, l'expression du modèle d'effort axial de pénétration de perçage peut être prise indépendante de la vitesse de coupe.

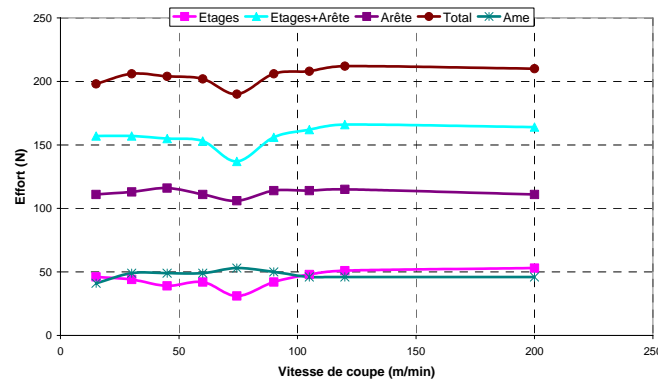


Figure III. 26 : Effort axial de l'outil $\frac{3}{4}$ (diamètre 15,8 mm) en fonction de la vitesse de coupe

3.4. Foret en carbure monobloc à arêtes de coupe rapportées en PCD

Ce foret a été testé en pleine matière sans avant-trou. Sur la Figure III. 27, l'effort axial maximal est tracé en fonction de l'avance par dent pour une vitesse de coupe constante. Cette courbe montre que l'effort axial augmente avec l'avance de façon non linéaire.

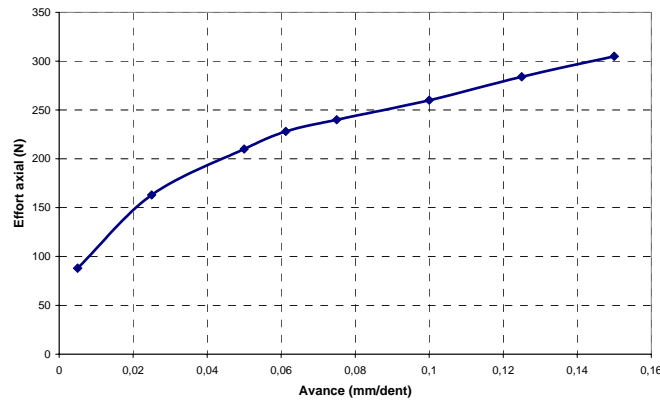


Figure III. 27 : Courbe de l'effort axial en pleine matière du foret PCD de diamètre 12,8 mm en fonction de l'avance

4. Comparaison de différents cas

La comparaison est faite entre plusieurs outils de géométries différentes, deux outils d'affûtage différent avec et sans revêtement ainsi qu'un foret neuf et un foret usé. Cette comparaison montre que l'effort axial de pénétration est influencé par différents paramètres. Pour les forets en carbure de tungstène micrograin non usés, la géométrie et l'affûtage jouent un rôle important et principal sur l'effort axial.

4.1. Outils de géométries différentes

Pour pouvoir comparer les efforts axiaux de deux géométries d'outils différentes, les précautions expérimentales suivantes ont été prises :

- Mêmes diamètres d'outils utilisés,
- Mêmes conditions de coupe (même avance par dent et même vitesse de rotation),
- Mêmes plaques utilisées,
- Utiliser des outils neufs.

Ainsi, les résultats expérimentaux obtenus avec l'outil $\frac{3}{4}$ et le foret hélicoïdal sans amincissement d'âme de même diamètre 15,8 mm peuvent être comparés.

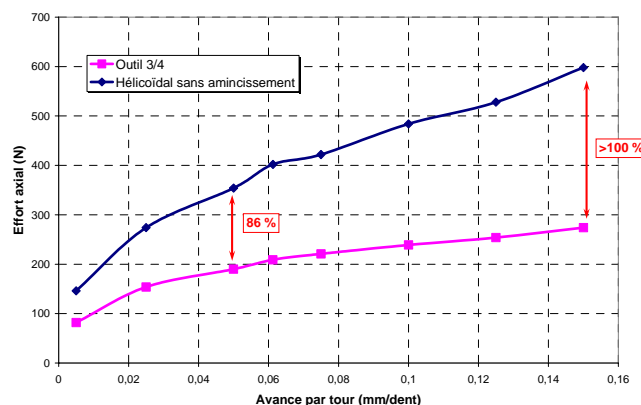


Figure III. 28 : Comparaison des efforts de l'outil $\frac{3}{4}$ et du foret hélicoïdal sans amincissement d'âme (diamètre 15,8 mm)

La Figure III. 28 montre que le foret hélicoïdal sans d'amincissement d'âme présente un effort axial beaucoup plus important que l'outil $\frac{3}{4}$ étagé. L'effort axial du foret est à peu près le double de l'effort de l'outil $\frac{3}{4}$. La géométrie générale de l'outil, ainsi que le matériau qui constitue les arêtes de coupe, jouent donc un rôle primordial sur l'amplitude de l'effort axial.

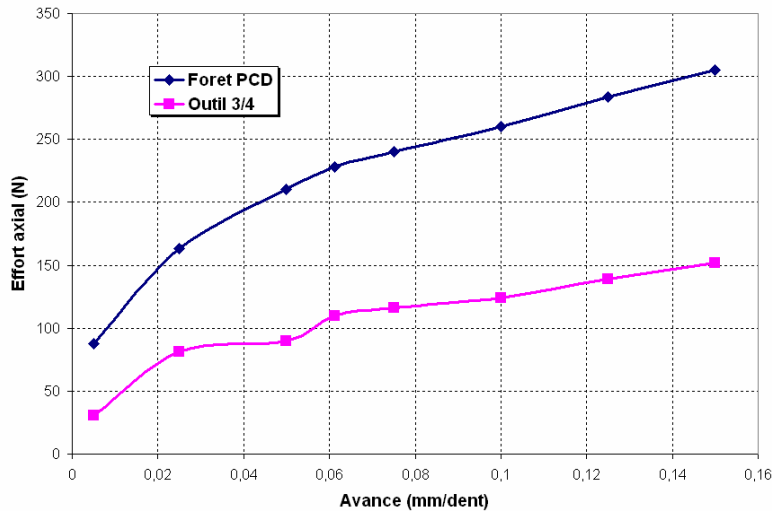


Figure III. 29 : Comparaison des efforts axiaux de l'outil $\frac{3}{4}$ et d'un foret hélicoïdal PCD (diamètre 12,7 mm)

Une autre comparaison peut être faite entre l'outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 12,7 mm et le foret hélicoïdal PCD de diamètre 12,8 mm (Figure III. 29). Cette comparaison montre que l'effort du foret hélicoïdal PCD est plus important que celui de l'outil $\frac{3}{4}$ (à peu près le double aussi). La différence élevée est donc due essentiellement à la géométrie de l'outil $\frac{3}{4}$ (angles de coupe, étagé, âme).

4.2. Forets d'affûtages différents

La comparaison des efforts des forets ayant un affûtage différent est importante. Cette comparaison identifie l'influence de l'affûtage sur l'effort axial de perçage. Anish et al [55] ont montré que l'affûtage des forets a une grande influence sur l'effort axial et le moment autour de Z. Selon eux, le foret hélicoïdal optimal par rapport à l'effort axial est un foret avec amincissement d'âme et un angle de pointe de $114,2^\circ$.

Une première comparaison a été faite entre deux forets hélicoïdaux neufs avec et sans amincissement d'âme de diamètre 15,8 mm (Figure III. 30). Le foret avec amincissement d'âme présente un effort axial plus faible que le foret sans amincissement d'âme. Cette différence entre les deux efforts augmente avec l'avance. Cette comparaison explique bien l'importance de l'effet de l'âme. Plus la longueur de l'âme est importante plus est important l'effort axial donc le délaminage.

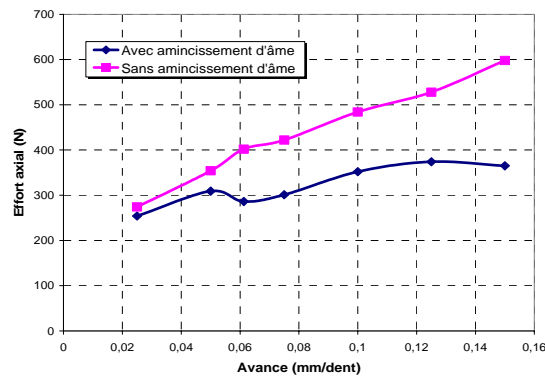


Figure III. 30 : Effort axial des forets hélicoïdaux en carbure de tungstène micrograin avec et sans amincissement d'âme (diamètre 15,8 mm)

Une autre comparaison d'affûtage a été faite entre deux forets hélicoïdaux de diamètre 8 mm. Les deux forets en carbure de tungstène micrograin (K20) testés qui ont été utilisés dans le paragraphe précédent n'ont pas le même affûtage. Le premier foret (DIN6539) présente un affûtage normal (amincissement d'âme standard ou affûtage 2 sur la Figure III. 31) alors que le deuxième (R022 Carb TiN) a un affûtage en croix. De plus, le foret d'affûtage en croix est revêtu TiN sur la partie utile. Ces deux forets ont le même angle de pointe et une légère différence entre les deux angles d'hélice (30° pour le foret affûtage 2 sans revêtement et 29° pour le foret affûtage 1 avec revêtement).

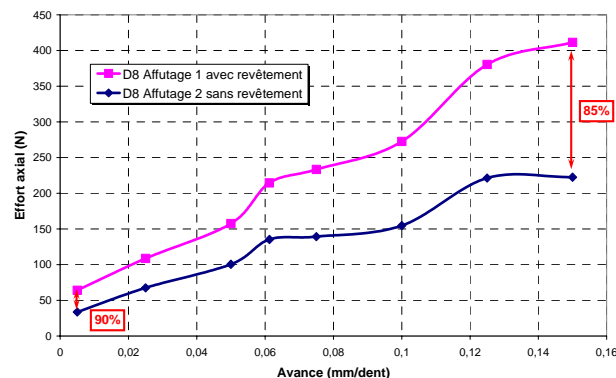


Figure III. 31 : Comparaison des efforts de deux forets hélicoïdaux d'affûtage différent, avec et sans revêtement de TiN

La comparaison des efforts obtenus par ces deux forets montre que le foret à affûtage normal sans revêtement TiN présente le plus faible effort axial. La différence d'efforts de deux forets est importante pour toutes les avances. En effet, l'effort du foret à affûtage en croix est presque le double de celui du foret à affûtage normal quelque soit l'avance. Ceci montre l'importance de l'affûtage de la pointe et du rayon d'arête ainsi que l'influence du revêtement de TiN sur l'effort axial de coupe donc sur le délaminage des matériaux composites. Le revêtement peut également jouer un rôle à travers le frottement outil/pièce au niveau des listels. De plus, le rayon d'arête peut être modifié par le revêtement.

4.3. Comparaison entre deux forets neuf et usé

L'usure a un effet important sur l'effort axial en perçage comme montré dans les paragraphes précédents. Une comparaison d'effort en fonction de l'avance a été faite sur la Figure III. 32 entre un foret neuf et le même foret usé (foret ayant usiné 500 mm de matériau composite avec différentes vitesses d'avance). Le foret déjà utilisé présente un effort axial plus important que le

foret neuf (entre 65% et 90%). La différence d'effort est importante. Cette différence d'effort impose le changement ou le réaffûtage du foret après l'usinage d'un certain nombre de trous.

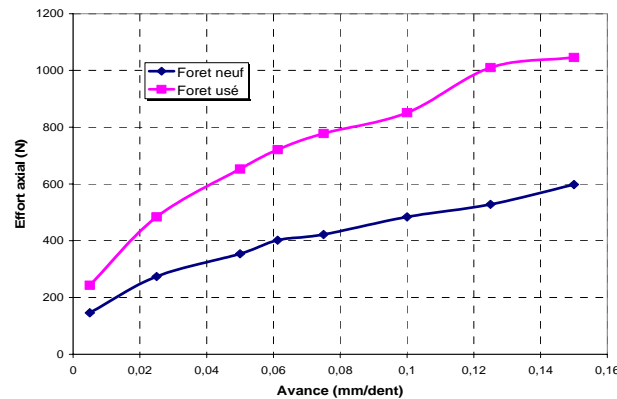


Figure III. 32 : Influence de l'usure sur l'effort axial (foret hélicoïdal en carbure de tungstène micrograin sans amincissement d'âme)

5. Conclusion

Cette étude expérimentale du perçage des matériaux composites à l'aide de plusieurs types d'outils montre dans un premier temps l'inadaptation des forets en aciers rapides. L'usure de ce type de forets est très rapide, ce qui les rend inutilisables. Les forets en carbure de tungstène micrograin présentent une meilleure résistance à l'usure. Enfin, les outils en carbure monobloc à arêtes de coupe rapportées en PCD semblent les mieux appropriés pour le perçage des matériaux composites car ils présentent la plus grande durée de vie.

Ce travail met aussi en évidence l'indépendance de l'effort axial de pénétration en perçage par rapport à la vitesse de coupe. Par contre, il dépend de l'avance par dent ainsi que du diamètre de perçage. De plus, l'effet de l'âme est identifié. Il représente plus de 30% de l'effort total généré par un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme. Cet effort engendré par l'âme semble linéaire en fonction de l'avance par dent, contrairement à l'effort axial engendré par les arêtes de coupe qui s'approche d'une loi puissance en fonction de l'avance par dent.

Enfin, une comparaison entre les forets hélicoïdaux et les outils $\frac{3}{4}$ étages fait apparaître une grande différence entre les efforts axiaux associés. L'outil $\frac{3}{4}$ présente un faible effort axial du fait de l'absence d'une âme et de l'angle de coupe axial nul. Ceci montre également l'importance de l'effet de l'âme.

A partir de ces observations expérimentales, une modélisation de l'effort de poussée adaptative à la géométrie de l'outil est proposée par la suite.

B. Etude théorique

1. Introduction

Dans cette partie, les résultats des relevés d'efforts sont utilisés afin de construire et valider un modèle d'effort. Le délaminage des plaques composites à la sortie des trous percés est lié directement à cet effort. Nous avons vu que l'effort axial en perçage est fonction de l'avance, du diamètre de l'outil, du nombre d'arêtes de coupe ainsi que de la géométrie de l'outil [32]. Dans cette étude, une modélisation de l'effort axial maximal de perçage est proposée pour un couple outil matériau composite donné. Cette modélisation ne prend pas en compte l'usure de l'outil. Le but final est de mettre au point une modélisation de l'effort de perçage adaptable à tout couple outil matériau composite à partir d'un unique relevé d'effort. Cet effort modélisé sera utilisé ici pour déterminer les conditions de coupe critiques de délaminage.

2. Modélisation de l'effort axial

D'après les résultats trouvés dans l'étude expérimentale, un modèle d'effort axial a été proposé. L'effort axial généré par l'âme est modélisé par une loi linéaire en fonction de l'avance. Cette loi linéaire ne peut pas être appliquée à l'effort généré par les deux arêtes de coupe d'un foret de gros diamètre. Pour cela, la partie active de l'outil est décomposée en plusieurs zones (méthode utilisée par Guilbert et al [31]). Ces zones sont définies en fonction de la géométrie de l'outil et de la nature de la coupe. L'exemple d'un foret hélicoïdal sans amincissement est présenté sur la Figure III. 33.

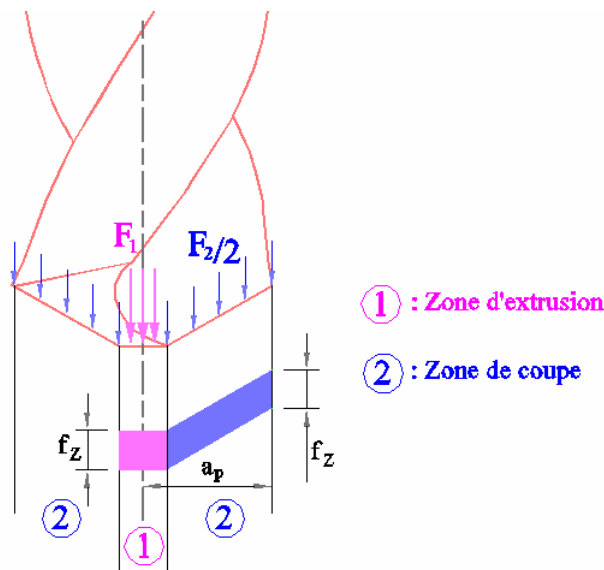


Figure III. 33 : Décomposition du foret hélicoïdal en plusieurs zones

Pour cet exemple, la partie active du foret est décomposée en deux zones :

- Zone 1 : étendue de l'âme ou zone d'extrusion (zone de faible diamètre et donc de faible vitesse de coupe, elle tend à extruder la matière),
- Zone 2 : arêtes de coupe ou zone de coupe.

f_z étant l'avance par dent et a_p la profondeur de passe. A chaque zone de l'outil, un effort axial est associé. L'effort axial total sera la somme des efforts générés par chaque zone.

D'après les résultats expérimentaux pour les différents outils testés, l'effort de l'âme est modélisé par une loi linéaire en avance, donc proportionnelle à la surface de matière enlevée par tour. Pour les arêtes de coupe, une loi d'effort en fonction puissance de l'avance est proposée.

Piquet et al [8] et Agora Technologie [30] ont modélisé l'effort axial de perçage par une loi linéaire en fonction du diamètre de l'outil. Donc, les deux efforts des deux zones d'extrusion et de coupe sont considérés linéaire en fonction du rayon de coupe.

L'effort de l'âme ou de la zone d'extrusion est alors modélisé par :

$$F_E = K_E \cdot f_z \cdot d \quad (\text{III.1})$$

Avec K_E le coefficient spécifique de coupe sous l'âme déterminé expérimentalement (en MPa) et d le diamètre correspondant à l'étendue de l'âme (en mm).

Le modèle d'effort proposé pour les arêtes principales de coupe est :

$$F_C = K_C \cdot Z \cdot f_z^a \cdot \left(\frac{D-d}{2} \right) \quad (\text{III.2})$$

Avec K_C la pression spécifique de coupe associée aux arêtes (en MPa), Z le nombre de dents de l'outil, (a) une constante et D le diamètre extérieur des arêtes principales.

L'intérêt de ce modèle d'effort est qu'il est applicable au perçage avec et sans avant-trou, pour les forets étagés ainsi que pour le perçage avec des géométries d'outils particulières. En effet, l'effort F_C correspond à l'effort du perçage avec avant-trou. Dans ce cas, le diamètre d est le diamètre de l'avant-trou. Cet effort correspond aussi à l'effort des étages dans le cas de perçage avec un foret étagé. D'autre part, l'effort F_E peut être utilisé pour modéliser l'effort total de perçage en pleine matière pour des outils de faible diamètre. Cette modélisation rejoint celle de Piquet et al [8] pour les faibles diamètres où l'effort est linéaire en fonction de l'avance par tour.

Les paramètres de ce modèle ont été identifiés à l'aide des essais précédents réalisés avec le foret hélicoïdal sans amincissement d'âme. La modélisation est ensuite validée avec d'autres essais réalisés avec l'outil ¾.

2.1. Foret hélicoïdal sans amincissement d'âme

Les relevés d'effort de la partie expérimentale ont été repris pour la construction de ce modèle (Figure III. 34). Ainsi, à l'aide d'une interpolation linéaire (coefficient de corrélation de 0,98), l'effort d'extrusion est modélisé par :

$$F_E = 901,5 \cdot f_z \cdot d \quad (\text{III.3})$$

Ce qui donne un coefficient spécifique K_E de 901,5 MPa (d étant égal à 4 mm dans ce cas).

De la même façon, une loi puissance est construite à partir du relevé d'effort des arêtes principales de coupe :

$$F_C = 79,6 \cdot Z \cdot f_z^{0,267} \cdot \frac{D-d}{2} \quad (\text{III.4})$$

La valeur du coefficient (a) est de 0,267 et celle de K_C est de 79,6 MPa. Le facteur de corrélation de cette interpolation est aussi élevé et vaut 0,979.

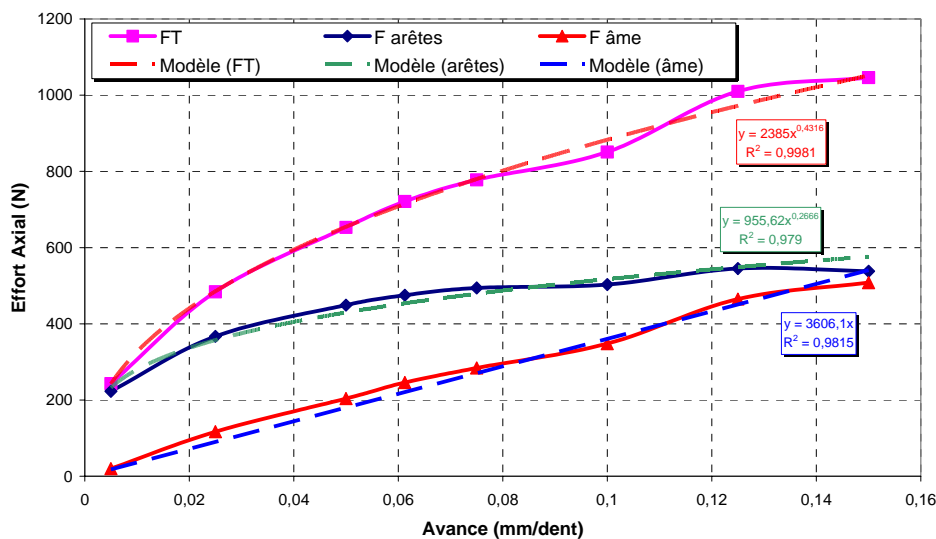


Figure III. 34 : Modélisation de l'effort axial d'un foret hélicoïdal

Nous remarquons également que l'effort total de ce foret peut être modélisé par une expression puissance en fonction de l'avance avec un coefficient de corrélation très élevé (0,9981). Cependant, cette modélisation ne permet pas une modélisation adaptative de l'effort axial en fonction du type de perçage (avec ou sans avant-trou) et de la géométrie d'outil. De plus, le calcul d'effort de chaque zone permet de définir des conditions de coupe critiques plus proches de la réalité dans le cas où le délaminage est provoqué par une zone en particulier.

2.2. Outil $\frac{3}{4}$ PCD et étagé

Les efforts axiaux des différentes parties de l'outil $\frac{3}{4}$ ont été obtenus en faisant un avant-trou. Les courbes de ces efforts suivent une loi puissance en fonction de l'avance, ce qui est compatible avec les résultats déjà trouvés pour un foret hélicoïdal. La comparaison aux modèles proposés montre que l'effet d'extrusion de cet outil est faible. Donc, la zone 1 (Figure III. 35) de l'outil est également une zone de coupe.

La procédure de construction du modèle d'effort axial d'un couple outil/matériau composite, que nous proposons, est :

- Effectuer une mesure d'effort unique (un seul trou) pour une avance donnée en faisant des avant-trous de diamètres correspondant aux longueurs des différentes zones et en tirer l'effort correspondant à chaque zone choisie de l'outil.
- Calculer les différents coefficients (coefficients K_E d'extrusion et coefficients K_C et a de coupe) du modèle correspondant aux différentes zones en prenant des coefficients K_C des zones de coupe égaux à ceux déjà trouvés dans la première partie de la procédure pour un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme.
- Une fois les coefficients des différentes zones calculés, les remplacer dans le modèle proposé pour obtenir les efforts en fonction de l'avance par dent et des différents diamètres.

Cette procédure a été appliquée et validée. Les différents efforts des différentes zones de l'outil $\frac{3}{4}$ ont été repris pour une avance de 0,05 mm/dent. Dans cet exemple, trois zones ont été prises (zone 1, zone 2 et une troisième zone en fusionnant les zones 3 et 4). Les efforts mesurés pour ces zones sont :

- Zone 1 : 53 N
- Zone 2 : 106 N
- Zone 3+4 : 31 N

Il faut noter que les zones 2, 3 et 4 peuvent être prises aussi comme étant une seule zone.

En prenant pour toutes ces zones une valeur K_C égale à 79,6 MPa (égale celle trouvée pour la zone de coupe d'un foret hélicoïdal), les coefficients a se déduisent facilement de l'équation (III.2) :

On obtient :

- Zone 1 : $(D - d)/2 =$ longueur de la zone = 3,28 mm $\rightarrow a_1 = 0,532$
- Zone 2 : longueur de la zone = 3,27 mm $\rightarrow a_2 = 0,299$
- Zone 3+4 : longueur de la zone = 1,38 mm $\rightarrow a_{3+4} = 0,422$

D'où les expressions d'effort suivantes :

$$\begin{aligned}
 \text{Zone 1} &\Rightarrow F_{C1} = 79,6 \cdot Z \cdot f_Z^{0,532} \cdot \frac{D-d}{2} \\
 \text{Zone 2} &\Rightarrow F_{C2} = 79,6 \cdot Z \cdot f_Z^{0,299} \cdot \frac{D-d}{2} \\
 \text{Zone 3+4} &\Rightarrow F_{C3+4} = 79,6 \cdot Z \cdot f_Z^{0,422} \cdot \frac{D-d}{2} \\
 F_T &= F_{C1} + F_{C2} + F_{C3+4}
 \end{aligned}
 \tag{III.5}$$

La Figure III. 35 montre les courbes d'efforts expérimentales de différentes zones de l'outil $\frac{3}{4}$ (courbes continues) ainsi que les courbes des équations (III.5) déterminées par le modèle proposé. La courbe des efforts totaux F_T est la somme des courbes de différentes zones. Les résultats du modèle sont très proches des résultats expérimentaux. Une erreur relative maximale de 6% sur l'effort total a été trouvée. L'erreur relative maximale sur la zone 1 est 12%. Celle sur la zone 2 est de 8% et celle sur les zones 2 et 3 est de 15%. Le modèle d'effort axial proposé est donc validé pour le cas de l'outil $\frac{3}{4}$.

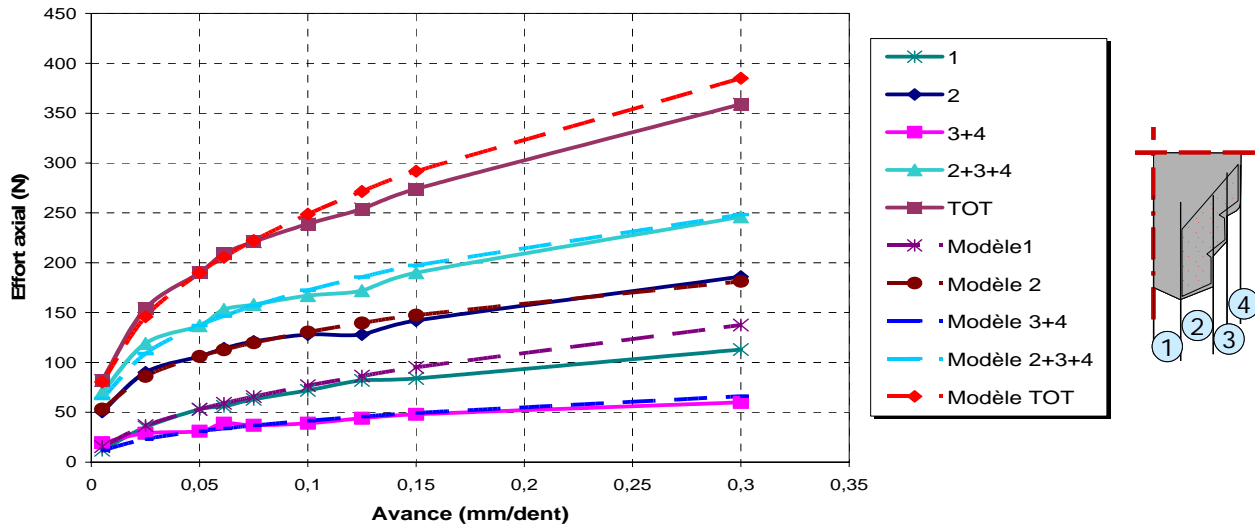


Figure III. 35 : Validation du modèle d'effort axial avec l'outil $\frac{3}{4}$

Une autre application est faite en prenant les mêmes coefficients (a et K_c) trouvés dans le cas d'un foret hélicoïdal pour toutes les zones de l'outil $\frac{3}{4}$ à l'exception de la zone 1 qui a un angle d'attaque différent. Pour cette zone, le coefficient a est considéré égal à 0,532 (valeur calculée précédemment). La Figure III. 36 montre les efforts axiaux des différentes zones ainsi que l'effort axial total sur-estimés par le modèle d'effort proposé. Une erreur maximale de 15% sur l'effort axial total est trouvée pour cette modélisation.

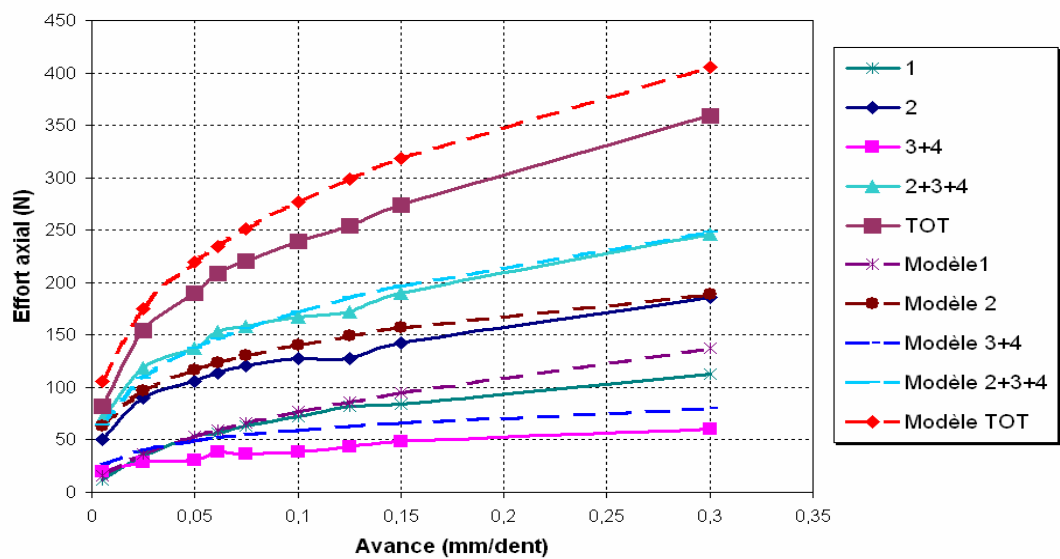


Figure III. 36 : Effort axial de l'outil $\frac{3}{4}$ sur-estimé pour des coefficients constants

C. Conclusion

Dans ce chapitre, plusieurs géométries d'outils ont été testées afin de construire un modèle d'effort axial générique. Le modèle d'effort axial qui a été développé, prend en considération la nature de l'outil. La géométrie de l'outil est décomposée en plusieurs zones d'extrusion ou de coupe.

Dans cette approche, l'effort axial généré par les zones d'extrusion est modélisé par une loi linéaire en fonction du diamètre de la zone et de l'avance alors que l'effort axial des zones de coupe est modélisé par une loi puissance par rapport à l'avance et linéaire en fonction de la longueur de la coupe.

L'intérêt de ce modèle est qu'il est valable aussi bien en perçage qu'en alésage. De plus, pour les faibles diamètres d'outils, la géométrie de l'outil est considérée comme étant une seule zone d'extrusion. A partir d'un diamètre critique (compris entre 5 et 8 mm), et pour les diamètres importants, la géométrie de l'outil est décomposée en plusieurs zones de coupe et l'effort axial total n'est plus linéaire en fonction de l'avance. Pour le perçage avec avant-trou, le diamètre d du modèle sera le diamètre de l'avant-trou.

L'hypothèse des coefficients spécifiques de coupe K_C constants de ce modèle d'effort a été validée. Cette hypothèse consiste à prendre le même coefficient spécifique de coupe K_C déterminé pour un foret hélicoïdal dans un matériau donné.

Par ailleurs, l'influence de l'usure sur l'effort axial a été identifiée dans ce chapitre. Il sera donc intéressant de développer dans le futur un modèle tenant compte de l'usure. Le coefficient spécifique de coupe pourra être par exemple une fonction de l'usure, du temps ou de la longueur usinée.

A partir de cette modélisation et des modèles analytiques présentés dans le chapitre II, la détermination des conditions de coupe critiques est possible pour toute géométrie d'outil. Une application de cette méthode est présentée dans le chapitre suivant.

Chapitre IV

Applications

A. Application des résultats

1. Introduction

Dans cette partie, les deux modèles de délaminage et d'effort axial sont utilisés afin de déterminer l'avance critique. Les résultats des chapitres II et III sont utilisés. La vitesse de rotation recommandée correspond à la vitesse de coupe recommandée par le fabricant d'outils.

Pour cela, les valeurs des efforts axiaux critiques correspondant aux différentes parties actives de la géométrie de l'outil remplacent les efforts axiaux des modèles d'efforts correspondant à chaque partie pour calculer l'avance critique qui correspond à chaque partie. Ces efforts critiques de délaminage sont les efforts les plus faibles qui délaminent le dernier pli. L'avance critique du couple donné est l'avance critique minimale des différentes parties de la géométrie.

Dans un premier temps, les conditions de coupe critiques de délaminage d'un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme sont déterminées. Le modèle d'effort proposé permet de déterminer l'effort de l'âme ainsi que celui des arêtes principales de coupe. Le modèle de délaminage permet de déterminer l'effort critique de l'âme ainsi que l'effort critique des arêtes principales de coupe sur une plaque avec un avant-trou. Les avances critiques des deux parties du foret sont calculées et l'avance critique du foret est l'avance minimale.

Dans un deuxième temps, la même procédure est faite pour l'outil $\frac{3}{4}$ PCD étagé. L'effort du perçage et l'effort critique de délaminage du premier étage sont déterminés pour une plaque sans avant-trou. Ces efforts sont déterminés pour le deuxième et le troisième étage pour une plaque avec un avant-trou.

2. Organigramme du modèle global

La Figure IV. 1 présente sous forme d'organigramme les différentes étapes à suivre pour déterminer les conditions de coupe critiques vis-à-vis du critère de délaminage pour un couple outil/matériau donné.

Données

- Coefficient spécifique d'extrusion d'un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme (K_E)
- Coefficient spécifique de coupe d'un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme (K_C)
- Coefficient de la loi puissance d'un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme (a)
- Géométrie de l'outil utilisé (Diamètre, nombre de dents, nombre de zones, nature (extrusion ou coupe) et diamètres de chaque zone)
- Vitesse de coupe conseillée
- Caractéristiques du matériau utilisé (E_l , E_t , ν_{lt} , G_{lt} , G_{lc})
- Epaisseur d'un pli (e)
- Séquence d'empilement
- Epaisseur de la plaque

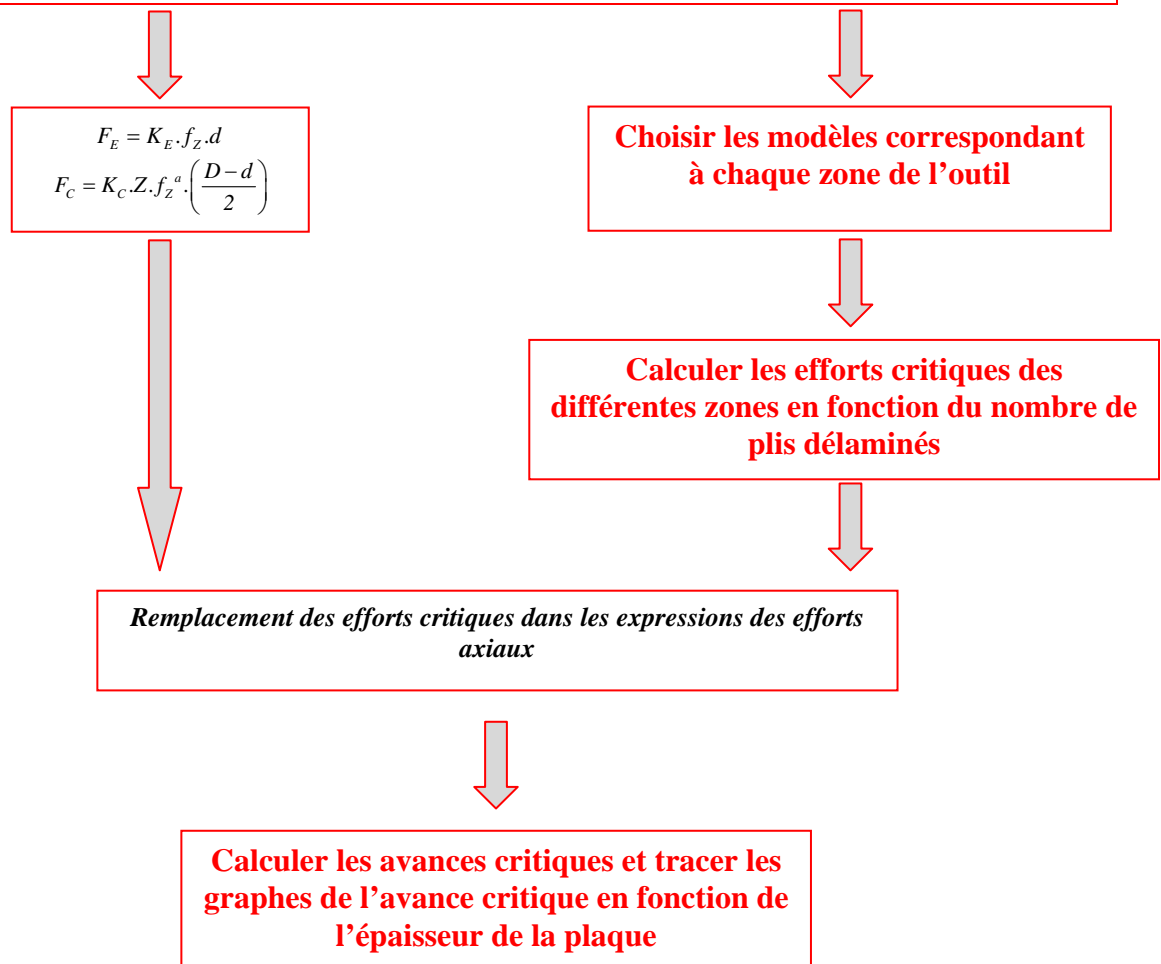


Figure IV. 1 : Organigramme du modèle global

Dans la suite de ce chapitre, cet organigramme est utilisé pour le cas du foret hélicoïdal sans amincissement d'âme et pour le cas de l'outil $\frac{3}{4}$ PCD étagé. Notons que cet organigramme pourra être utilisé pour développer un logiciel convivial de déterminer des conditions de coupe critiques en perçage-alésage de matériaux composites.

3. Cas du foret hélicoïdal sans amincissement d'âme

La partie active de la géométrie de ce foret est décomposée en deux parties : l'âme et les deux arêtes principales de coupe. Pour chaque partie du foret, l'effort critique ainsi que l'effort axial du perçage sont déterminés.

3.1. Efforts critiques

Dans le chapitre II, la partie de la plaque localisée sous l'âme est modélisée par une plaque mince circulaire simplement appuyée sur la circonférence de diamètre égal à celui de l'étendue de l'âme et soumise à un chargement uniformément réparti (Figure IV. 2). L'effort critique de délaminage a été calculé analytiquement dans ce cas.

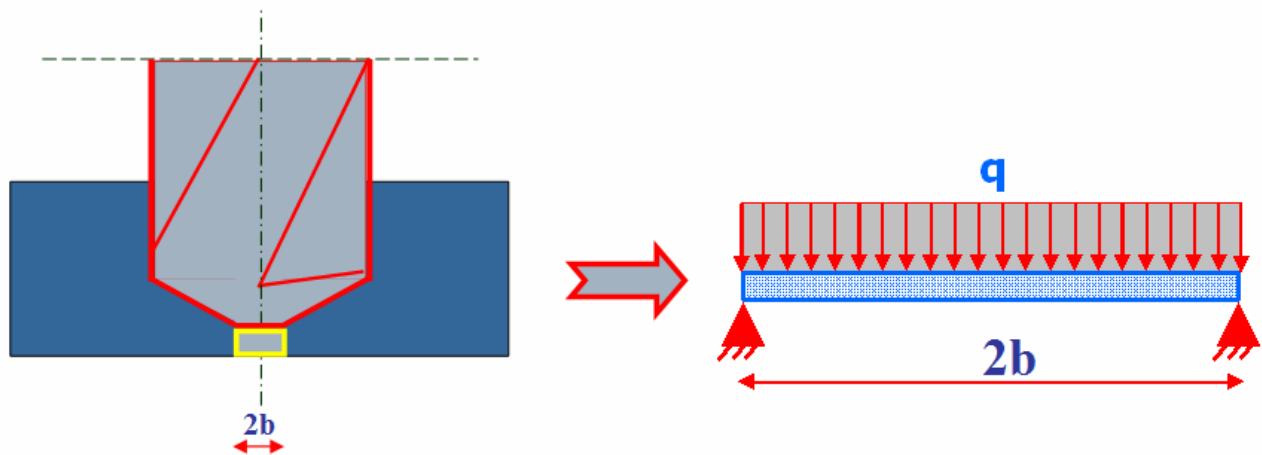


Figure IV. 2 : Effort critique de l'âme d'un foret hélicoïdal

Ce modèle analytique de la partie de plaque mince située sous l'âme peut être utilisé pour déterminer l'avance critique de délaminage en pleine matière avant d'atteindre la sortie de la plaque.

Quand l'âme du foret tend à sortir de la plaque, la partie de la matière restant sous les arêtes principales de coupe est modélisée par une plaque avec un avant-trou comme montrée sur la Figure IV. 3. Cette quantité de matière sous les arêtes de coupe est importante et supérieure à huit plis.

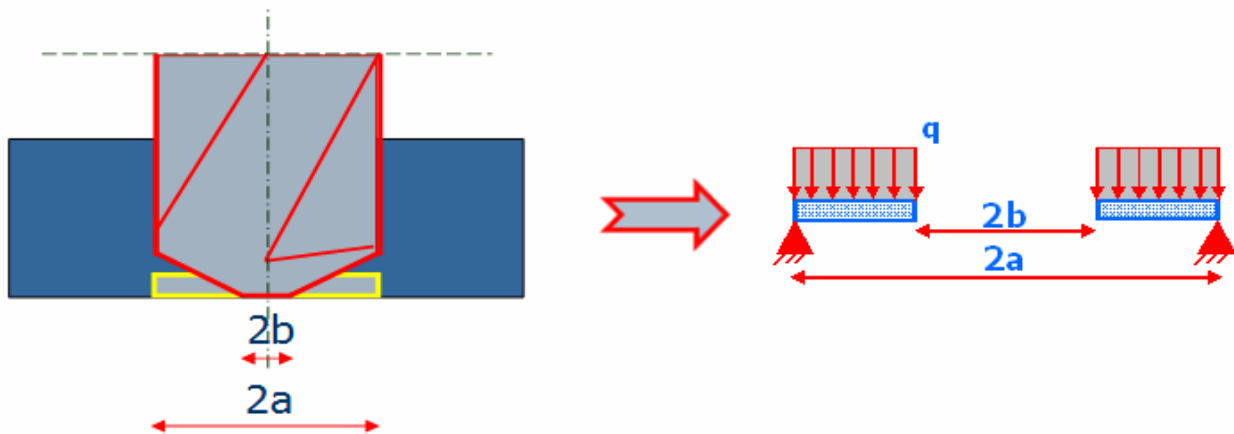


Figure IV. 3 : Effort critique des arêtes principales de coupe d'un foret hélicoïdal

Les résultats des efforts critiques (en N) de délaminages occasionnés par les deux parties du foret sont donnés dans le tableau suivant :

Nombre de plis délaminés	1	2	3	4	5	6
Ame	122	280	626	791	1047	1614
Arêtes de coupe	204	556	1052	1572	2246	2891

Tableau 3 : Efforts critiques correspondant aux différentes zones du foret hélicoïdal

3.2. Efforts axiaux de perçage

L'effort axial du perçage des différentes parties actives du foret a été modélisé dans le chapitre III. Le modèle d'effort axial généré par l'âme d'un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme de diamètre 15,8 mm est de la forme :

$$F_E = K_E \cdot f_Z \cdot d \quad (\text{IV.1})$$

Et celle de l'effort axial des deux arêtes principales de coupe sous la forme :

$$F_C = K_C \cdot Z \cdot f_Z^a \cdot \left(\frac{D-d}{2} \right) \quad (\text{IV.2})$$

En remplaçant les valeurs des efforts critiques trouvés précédemment dans ces deux équations, on trouve l'avance critique (en mm/dent) dans le tableau suivant :

Nombre de plis délaminés	1	2	3	4	5	6
Ame	0,034	0,078	0,174	0,219	0,29	0,45
Arêtes de coupe	0,003	0,132	1,433	6,451	24,54	63,2

Tableau 4 : Avances critiques pour un foret hélicoïdal

L'avance critique choisie du foret hélicoïdal est l'avance minimale. Cette avance peut être tracée en fonction de l'épaisseur ou du nombre de plis délaminés comme montrée sur la Figure IV. 4.

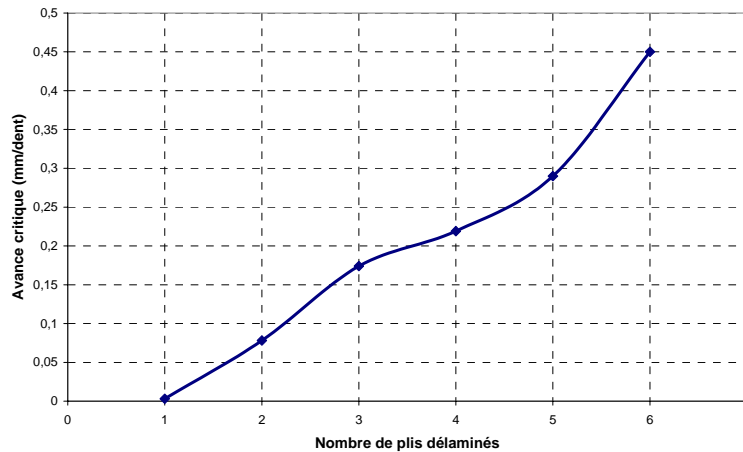


Figure IV. 4 : Avance critique en fonction de l'épaisseur restant à usiner

Cette figure montre que l'avance critique de délaminage en pleine matière est importante et une avance allant jusqu'à 0,3 mm/dent peut être prise en pleine matière. L'avance critique correspondant à un seul pli sous l'outil est très faible et inenvisageable puisqu'elle est inférieure à une avance minimum qui correspond à une épaisseur de copeau minimum.

4. Cas de l'outil $\frac{3}{4}$ PCD étagé

La géométrie active de cet outil est divisée en deux parties : le premier étage constitue la première partie (zones 1 et 2) et les deux autres étages (zones 3 et 4) forment l'autre partie qui correspond au perçage avec un avant-trou.

4.1. Efforts critiques

L'effort critique de délaminage du premier étage de l'outil $\frac{3}{4}$ est déterminé analytiquement à l'aide du modèle de la plaque avec un appui simple sans avant-trou et soumise à un chargement uniformément réparti. Le diamètre de la plaque modélisée est égal à celui du premier étage (13 mm) comme montré sur la Figure IV. 5.

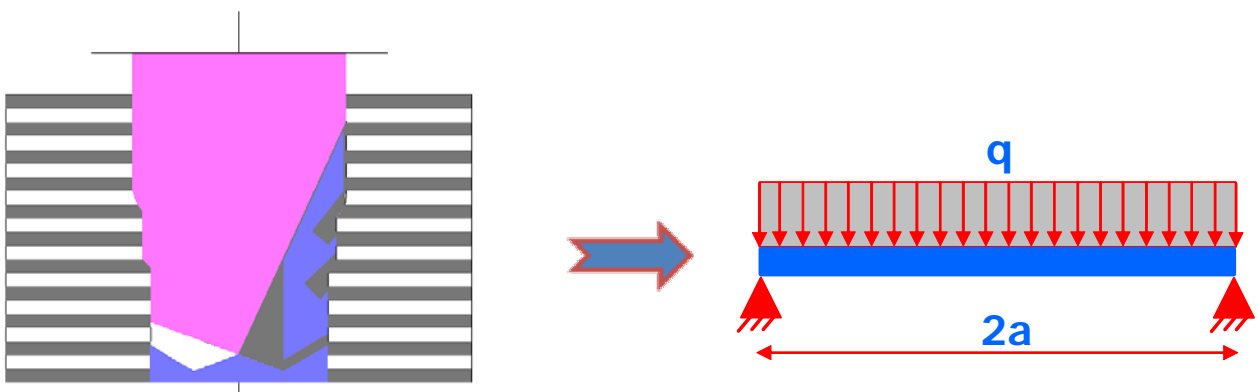


Figure IV. 5 : Effort critique du premier étage

A la débouchure du premier étage, la partie de la plaque sous les deux derniers étages est modélisée par une plaque avec un avant-trou soumise à un chargement uniformément réparti. La Figure IV. 6 montre la plaque modélisée simplement appuyée et avec un avant-trou.

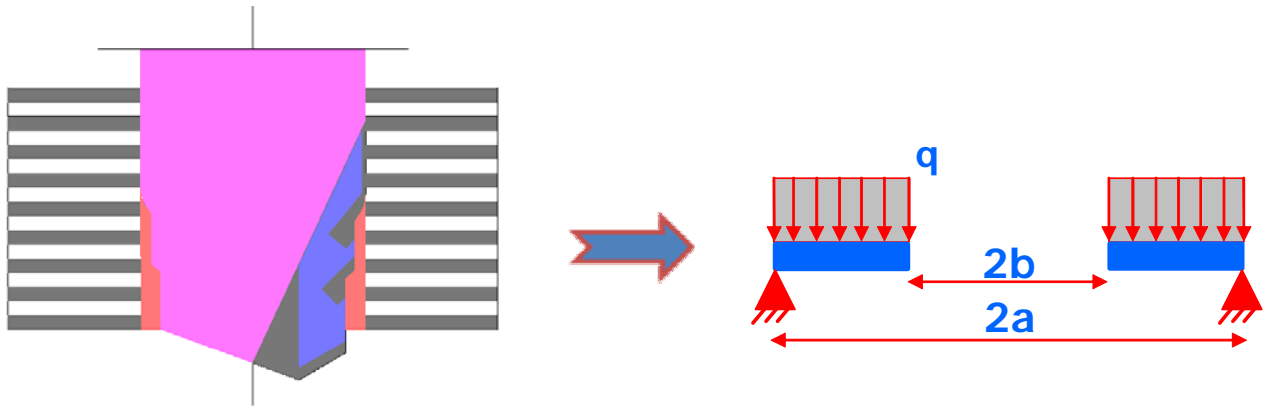


Figure IV. 6 : Effort critique de délaminage des deux derniers étages

Le programme développé sous Matlab détermine à l'aide des expressions analytiques les valeurs numériques des efforts critiques en fonction du nombre de plis délaminés pour chaque partie active de l'outil. Les résultats des deux parties actives de l'outil sont donnés dans le tableau suivant :

Nombre de plis délaminés	1	2	3	4	5	6
Premier étage	122	280	626	791	1047	1614
2ème et 3ème étage	45	102	232	290	381	595

Tableau 5 : Efforts critiques correspondant aux différentes zones d'un outil $\frac{3}{4}$

4.2. Efforts axiaux de perçage

L'effort axial de perçage de différentes parties de l'outil $\frac{3}{4}$ a été modélisé dans le chapitre III par un modèle de coupe ayant une loi puissance en fonction de l'avance. L'effort axial du premier étage de cet outil est la somme des efforts axiaux des deux zones 1 et 2. L'expression de la somme d'effort de ces deux zones est alors :

$$F_{C1+2} = F_{C1} + F_{C2} = K_C \cdot Z \cdot \left[\left(f_Z^{a_1} \cdot \frac{D_1 - d_1}{2} \right) + \left(f_Z^{a_2} \cdot \frac{D_2 - d_2}{2} \right) \right] \quad (\text{IV.3})$$

Et celle des deux zones 3 et 4 :

$$F_{C3+4} = K_C \cdot Z \cdot f_Z^{a_{3+4}} \cdot \frac{D_{3+4} - d_{3+4}}{2} \quad (\text{IV.4})$$

En remplaçant l'effort critique trouvé pour les différentes parties de l'outil dans les expressions d'effort axial, on obtient l'avance critique (en mm/dent) comme suit :

Nombre de plis délamínés	1	2	3	4	5	6
Premier étage	0,027	0,246	2,112	3,95	8,357	26,582
2ème et 3ème étage	0,121	0,84	5,88	9,978	19,051	54,786

Tableau 6 : Efforts critiques correspondant aux différentes zones d'un outil $\frac{3}{4}$

En prenant l'avance critique minimale, le tracé de cette avance en fonction de l'épaisseur restante non usinée peut être présenté sur la Figure IV. 7.

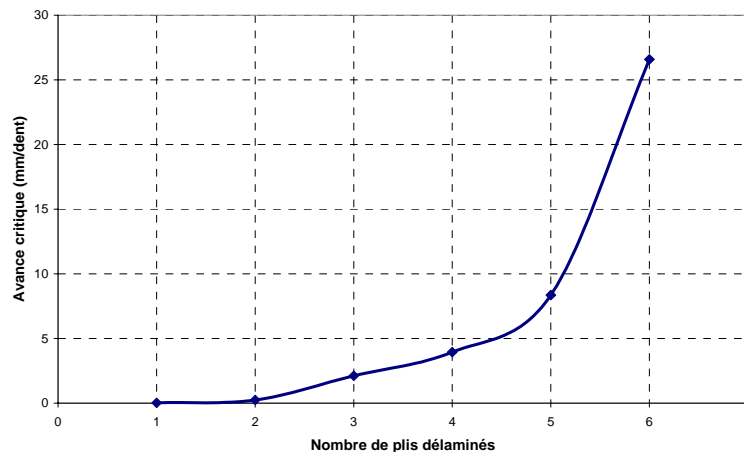


Figure IV. 7 : Avance critique de l'outil $\frac{3}{4}$ en fonction de l'épaisseur non usinée

Les avances critiques à partir de 3 plis sont importantes. L'avance par dent conseillée en pleine matière sera celle qui correspond à l'avance critique de délamínage pour deux plis restant non usinés et qui vaut 0,25 mm/dent. A la sortie et à partir d'un seul pli sous l'outil, l'avance doit être diminuée jusqu'à une valeur inférieure à 0,03 mm/dent.

5. Conclusion

L'organigramme développé dans cette partie reprend les résultats obtenus dans les différents chapitres de la thèse. Il montre les différentes étapes suivies, correspondant aux différents cas de perçage en fonction d'un couple matériau/outil donné. Il présente également les différents calculs nécessaires à l'écriture d'un logiciel permettant de déterminer les conditions de coupe critiques en fonction de l'épaisseur de la plaque non usinée. L'exemple du perçage d'un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme et d'un outil $\frac{3}{4}$ PCD étagé a été traité sur une plaque composite quasi isotrope dans ce chapitre.

Il faut noter que les limites du modèle sont définies par une plage d'avances par dent acceptables $[f_{z\text{mini}} ; f_{z\text{maxi}}]$. Elle représente le domaine de validité de notre modélisation de l'effort axial. $f_{z\text{mini}}$ a été déterminée en traçant la courbe de la pression spécifique de coupe apparente K_F en fonction de l'avance par dent :

$$F_C = K_F \cdot f_Z \cdot D \quad (\text{IV.5})$$

On s'aperçoit que cette pression spécifique de coupe apparente est quasiment constante pour les avances moyennes et importantes. Cependant, pour les très faibles avances, elle augmente brutalement. L'avance minimale correspond alors au changement de pente de la pression

spécifique de coupe apparente (Figure IV. 8). La valeur de $f_{z\max i}$ est donnée par le fabricant d'outils. Elle est fonction de l'usure de l'outil et correspond donc à une durée de vie minimale.

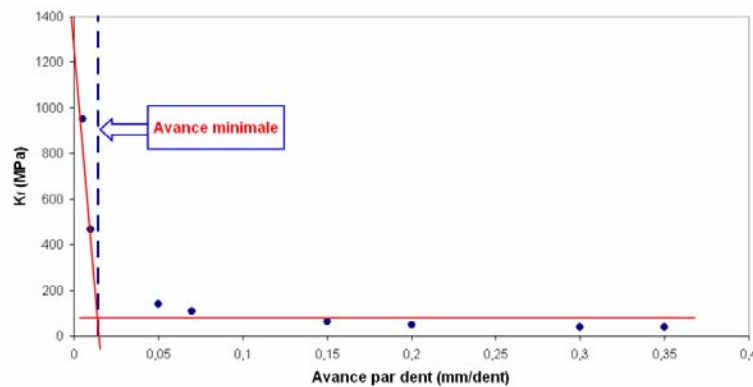


Figure IV. 8 : Détermination de la valeur de l'avance par dent minimale

L'application des résultats à un outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 15,8 mm exige de prendre une avance par dent inférieure à l'avance critique trouvée précédemment (0,027 mm/dent). L'avance utilisée doit également être supérieure à l'avance minimale, ici 0,01 mm/dent. Une avance par dent de 0,01 mm/dent, égale à l'avance minimale donne un délaminage minimal (Figure IV. 9-a). Par contre, il subsiste des fibres non coupées, ce qui montre bien que l'on se situe alors en limite de coupe (copeau mini). Une avance supérieure à l'avance critique trouvée engendre un délaminage plus important (avance de 0,05 mm/dent sur la Figure IV. 9-b). Enfin, une avance, plus petite ou égale à l'avance minimale ne coupe pas bien la matière et engendre des brûlures (Figure IV. 9-c).



a)

b)

c)

Figure IV. 9 : Délaminage à la sortie du trou en perçant avec un outil $\frac{3}{4}$ pour une avance par dent : a) 0,01 mm/dent, b) 0,05 mm/dent et c) 0,005 mm/dent

B. Conclusion

Ce chapitre a présenté l'application de la méthodologie développée pour déterminer les conditions de coupe critiques de délaminage. Cette méthodologie se déroule en trois étapes.

Tout d'abord, les efforts axiaux d'un outil donné peuvent être calculés connaissant les coefficients spécifiques de coupe et d'extrusion ainsi que le coefficient de la loi puissance de l'effort de coupe d'un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme.

Ensuite, les efforts critiques peuvent être déterminés en fonction de l'épaisseur de la plaque non usinée. Ces efforts critiques sont définis en fonction de la géométrie active de l'outil. Dans l'organigramme développé dans ce chapitre, plusieurs cas de perçage et de chargement peuvent être choisis selon la géométrie de l'outil étudié.

Enfin, à partir de ces résultats, les conditions de coupe critiques peuvent être calculées en remplaçant les efforts critiques de délaminage trouvés dans les expressions du modèle d'effort axial de l'outil étudié.

Cette méthodologie a été appliquée au cas d'un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme. Dans ce cas, l'avance critique obtenue est inférieure à l'avance minimale de coupe. Il n'est donc pas possible d'éviter le délaminage à la débouchure avec ce foret.

La méthodologie développée a également permis de déterminer l'avance critique de délaminage dans le cas d'un outil $\frac{3}{4}$ PCD et étagé. L'observation des défauts obtenus avec cet outil montre que l'utilisation de cette avance critique permet effectivement de fortement limiter le délaminage à la débouchure. Cependant, il subsiste des fibres non coupées du fait de l'utilisation de l'avance minimale.

Conclusions et perspectives

Cette thèse porte sur le perçage-alésage des plaques carbone/époxy épaisses avec un renfort fibres longues. Afin de limiter le délaminage des matériaux composites à la sortie de la plaque et le processus associé, une méthodologie a été développée pour calculer, pour une géométrie d'outil donnée, l'effort critique de délaminage ainsi que l'avance de perçage critique.

Une partie bibliographique a été menée dans le chapitre I sur le perçage des matériaux composites. Des observations microscopiques, avec une caméra à prise de vue rapide et avec une caméra à thermographie infrarouge, ont été effectuées afin de visualiser après le perçage ou en temps réel l'initiation des fissures propagées à la sortie de la plaque. Ces observations montrent bien que les fissures sont initiées par l'âme d'un foret hélicoïdal et par la pointe de l'outil $\frac{3}{4}$ puis sont propagées par les arêtes principales de coupe.

Dans le chapitre II, l'effort critique de délaminage a été modélisé analytiquement pour une plaque composite mince avec plusieurs hypothèses de chargement, en pleine matière et avec un avant-trou, ainsi que pour différentes conditions aux limites. Le modèle analytique a été corroboré par une simulation numérique sous le logiciel d'éléments finis Samcef. Il a été validé aussi expérimentalement par des essais de poinçonnage quasi-statiques des derniers plis.

Ensuite, un modèle d'effort axial de perçage des matériaux composites a été développé dans le chapitre III. Ce modèle décompose l'effort total de perçage en plusieurs efforts de coupe et d'extrusion en fonction de la géométrie d'outil. Il permet de déterminer l'effort axial de perçage pour un couple outil/matériau donné connaissant expérimentalement les coefficients spécifiques d'extrusion et de coupe en perçage avec un foret hélicoïdal sans amincissement d'âme ainsi que le coefficient de la loi puissance du modèle de coupe. Il a été validé par la décomposition de l'outil $\frac{3}{4}$ en plusieurs zones de perçage. L'erreur maximale sur les efforts totaux de perçage avec l'outil $\frac{3}{4}$ de diamètre 15,8 mm est de 8%.

La détermination de l'avance critique de délaminage est alors possible en intégrant dans le modèle d'effort axial, l'effort critique obtenu analytiquement. Cette méthode est appliquée aux cas du foret hélicoïdal et de l'outil $\frac{3}{4}$ dans le chapitre IV et l'avance critique de délaminage de ces outils a été déterminée en fonction de l'épaisseur de la plaque. Nous montrons alors, par des observations de débouchures de trous réalisés à différentes avances, la validité de notre méthodologie. Un organigramme des différentes étapes à suivre est présenté dans ce chapitre. Cet organigramme pourra permettre de développer un logiciel capable de déterminer les efforts axiaux de perçage, les efforts critiques de délaminage de différentes zones de l'outil ainsi que l'avance critique en fonction de l'épaisseur de la plaque pour un couple outil/matériau donné.

Les différentes expérimentations ont montré l'importance de l'usure de l'outil. Ce paramètre n'a pas été pris en compte en première approche. Mais il serait intéressant de l'étudier plus en détail dans un prochain travail. Il faudra notamment l'intégrer dans le modèle d'effort de coupe, de façon à pouvoir prédire l'effort de poussée généré par l'outil usé et donc adapter les conditions de coupe pour ne pas dépasser l'effort critique.

Nous avons vu, par ailleurs, que les structures composites épaisses sont généralement constituées d'une plaque métallique à l'entrée ou à la sortie (empilages). Il est donc maintenant nécessaire de poursuivre les travaux effectués en prenant en compte ce paramètre supplémentaire. En effet, le phénomène de coupe est différent dans ces matériaux, l'évacuation

des copeaux est délicate et une stratégie de lubrification adaptée doit être mise en place. Sur ce point, l'influence de la lubrification sur les différents défauts en perçage-alésage des matériaux composites pourra également être étudiée.

De plus, les stratifiés carbone sont aujourd'hui majoritairement recouverts de plis en fibres de verre pour éviter le couplage galvanique dans les empilages. Ils ont également l'intérêt de fortement limiter le délaminage à l'entrée et à la débouchure du trou. La prise en compte de ces plis de verre dans la modélisation doit donc être envisagée pour adapter le calcul de l'avance critique.

De la même façon, un grillage en cuivre peut également être inséré dans les stratifiés. Sa présence modifie le comportement de l'outil en perçage-alésage. Ce point est également une perspective d'étude.

Enfin, dans un cadre plus général, il est nécessaire de transférer cette étude au contexte de l'atelier de fabrication. Les perçages ne sont pas effectués sur une pièce par des centres d'usinage avec lesquels il est facile de faire varier les conditions de coupe, mais sur des avions et par des compagnons utilisant des UPA (Unité de Perçage Automatique) et des guides de perçage. Pour que ce travail de thèse soit pleinement utilisable, il faudra donc adapter à la fois les modèles précédemment développés et les outillages utilisés pour que les trous percés sur site soient conformes aux cahier des charges.

Liste des références

Articles publiés au cours de la thèse

- [1] P. RAHME, Y. LANDON, P. LAGARRIGUE, R. PIQUET, F. LACHAUD, B. MARGUET, J. BOURRIQUET, C. LE ROY. *Drilling of thick composite structures – State of the art*, 2006 SAE International – Toulouse, 12 to 14 september 2006.
- [2] P. RAHME, Y. LANDON, P. LAGARRIGUE, F. LACHAUD, R. PIQUET. *Study into causes of damage to carbon epoxy composite material during the drilling process*, International Journal of Machining and Machinability of Materials, Article in Press, 2008.
- [3] P. RAHME, Y. LANDON, P. LAGARRIGUE, R. PIQUET, F. LACHAUD, B. MARGUET, J. BOURRIQUET, C. LE ROY. *Chisel edge effect on delamination when drilling thick composite materials with a twist drill*, 2008 SAE International – Charleston, South Carolina, USA, 16 to 18 september 2008.
- [4] P. RAHME, Y. LANDON, P. LAGARRIGUE, F. LACHAUD, R. PIQUET, C. LE ROY, B. MARGUET, J. BOURRIQUET. *Analytical and numerical models for drilling of composite materials using twist drill*, IDMME 2008 Virtual Concept, Beijing, China, 8 to 10 october 2008.

Références bibliographiques

- [5] H. HOCHENG, C.C. TSAO. *The path towards delamination-free drilling of composite materials*, Journal of Materials Processing Technology 167 (2005) 251-264.
- [6] L. SURCIN. *Thèse : “Contribution à l’étude théorique et expérimentale du perçage de plaques composites minces”*. LGMT, Toulouse, 2005.
- [7] A. VELAYUDHAM, R. KRISHNAMURTHY. *Effect of point geometry and their influence on thrust and delamination in drilling of polymeric composites*, Journal of Materials Processing Technology, 185 (2007) 204-209.
- [8] R. PIQUET, B. FERRET, F. LACHAUD, P. SWIDER. *Experimental analysis of drilling damage in thin carbon/epoxy plate using special drills*, Composites: Part A 31 (2000) 1107-1115.
- [9] C. BARLIER, L. GIRARDIN. *Productique : Matériaux et Usinage*. Troisième édition, Paris, 1992.
- [10] NORME FRANCAISE NF E 66-502. *Grandeur de base pour la coupe et la rectification* (Décembre 1993).
- [11] H. HOCHENG, C.C. TSAO. *Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits*, Journal of Materials Processing Technology 140 (2003) 335-339.
- [12] C.C. TSAO, H. HOCHENG. *The effect of chisel length and associated pilot hole on delamination when drilling composite materials*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 43 (2003) 1087-1092.
- [13] R. PIQUET. *Thèse : “Contribution à l’étude des réparations provisoires structurales aéronautiques. Etude du perçage de plaques minces en carbone/époxy”*. Thèse du Laboratoire de génie mécanique de Toulouse Université Paul Sabatier N°3339 Fev 1999.

- [14] **H. HOCHENG, C.K.H DHARAN.** *Delamination during drilling in composite laminates*, ASME Journal of Eng. Ind. 112 (1990) 236-239.
- [15] **P. GUEGAN.** *Contribution à la qualification de l'usinage de matériaux composites à matrice organique*. Thèse de doctorat de l'Ecole Doctorale Sciences pour l'Ingénieur de Nantes, Ecole Centre de Nantes 1994.
- [16] **A. LANGELLA, L. NELE, A. MAIO.** *A torque and thrust prediction model for drilling of composite materials*, Composites: Part A 36 (2005) 83-93.
- [17] **M. FERNANDES, C. COOK, G. ALICI.** *Investigation of hole quality on drilling carbon composites with a 'One Shot' drill bit*, 2005 SAE International.
- [18] **H. HOCHENG, C.C. TSAO.** *Analysis of delamination in drilling composite materials using core-center drill*, in : 11th ICCE, Hilton Head, SC, USA, 2004.
- [19] **B. FURET, B. JOLIVEL, D. LE BORGNE.** *Milling and drilling of composite materials for the aeronautics*, Revue internationale JEC Composites N°18, June-July 2005 – pages 41-44.
- [20] **S. GOULEAU, S. GARNIER, B. FURET.** *Faisabilité du perçage d'empilages multi matériaux de type aluminium/composites*, 4ème Assises Machines et Usinage à Grande Vitesse – SYMAP - ENSAM– 8 et 9 juin 2006 - Aix en Provence.
- [21] **S. GOULEAU, S. GARNIER, B. FURET.** *Perçage d'empilages multi-matériaux*, Mécanique & Industries 8, 463-469 (2007).
- [22] **M. FERNANDES, C. COOK.** *Drilling of carbon composites using a one shot drill bit. Part II : empirical modeling of maximum thrust force*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 (2005) 1-4.
- [23] **M.S. WON, C.K.H. DHARAN.** *Drilling of aramid and carbon fiber polymer composites*, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 124 (November 2002) 778-783.
- [24] **C.C. TSAO, H. HOCHENG.** *Effects of exit back-up on delamination in drilling composite materials using a saw drill and a core drill*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 (2005) 1261-1270.
- [25] **H. HOCHENG, C.C. TSAO.** *Analysis of delamination in drilling composite materials using core drill*, Australian Journal of Mech. Eng. 1 (1) (2003) 49-53.
- [26] **H. HOCHENG, C.C. TSAO.** *Analysis of delamination in drilling composite materials using core-saw drill*, in: 7th ICPMT, Suzhou, China, 2004, pp. 38-43.
- [27] **C.C. TSAO, H. HOCHENG.** *Effect of eccentricity of twist drill and candle stick drill on delamination in drilling composite materials*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 (2005) 125-130.
- [28] **C.C. TSAO, W.C CHEN.** *Prediction of the location of delamination in the drilling of composite laminates*, International Journal of Materials Processing Technology 70 (1997) 185-189.
- [29] **M.S. WON, C.K.H. DHARAN.** *Chisel edge and pilot hole effects in drilling composite laminates*, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 124 (May 2002) 242-247.
- [30] **AGORA TECHNOLOGIQUE.** *Perçage : Les actions mécaniques Foret / Pièce lors d'une opération de perçage*.

- [31] **N. GUIBERT, H. PARIS, J. RECH.** *A numerical simulator to predict the dynamical behavior of the self-vibratory drilling head*, International Journal of Machine Tools & Manufacture (2007).
- [32] **J.A. YANG, V. JAGANATHAN, R. DU.** *A new dynamic model for drilling and reaming processes*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 42 (2002) 299-311.
- [33] **C. CLAUDIN, G. POULACHON, M. LAMBERTIN, J.J. JANOSCH, B. VECCHI, F. GIG.** *Influence of minimum quantity of lubrication on drilling process*, 5th International Conference on High Speed Machining, Metz, 2006.
- [34] **P. BANDYOPADHYAY, D.A STEPHENSON.** *Process-independent force characterization for metal-cutting simulation*, Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry 119 (1997) 86-94.
- [35] **J. PAULO DAVIMA, P. REIS, C. CONCEICAO ANTONIO.** *Drilling fiber reinforced plastics (FRPs) manufactured by hand lay-up : influence of matrix (Viapal VUP 9731 and ATLAC 382-05)*, Journal of Materials Processing Technology, 155-156 (2004) 1828-1833.
- [36] **A.M. ABRAO, P.E. FARIA, J.C. CAMPOS RUBIO, P. REIS, J.P. DAVIM.** *Drilling of fiber reinforced plastics : A review*, Journal of Materials Processing Technology, 186 (2007) 1-7.
- [37] **J. PAULO DAVIM, P. REIS, C. CONCEICAO ANTONIO.** *Optimisation of cutting condidtions in machining of aluminium matrix composites using a numerical and experimental model*, Journal of Materials Processing Technology, 112 (2001) 78-82.
- [38] **L. CRONJAGER, D. MEISTER.** *Drilling of fiber and particle reinforced aluminium : composite material technology*, ASME 37 (1991) 185-189.
- [39] **G. LANE.** *The effect of different reinforcement on PCD tool life for aluminium composites*, Proceedings of the Machining of Composites Symposium, ASM Materials Week, Chicago, IL, 1992, pp. 3-15.
- [40] **J. P. DAVIM, A.M. BAPTISTA.** *Relationship between cutting force and PCD cutting tool wear in machining silicon carbide reinforced aluminium*, Journal of Materials Processing Technology, 100 (2000) 417-423.
- [41] **C.J. ANDREWES, H. FRENG, W.M. LAU.** *Machining of an aluminium/SiC composite using diamond inserts*, Journal of Materials Processing Technology, 102 (2000) 25-29.
- [42] **M. EL-GALLAB, M. SKALAB.** *Machining of Al/SiC particulate metal matrix composite. Part I. Tool performance*, Journal of Materials Processing Technology, 83 (1998) 151-158.
- [43] **R. HEINEMANN, S. HINDUJA, G. BARROW, G. PETUELLI.** *Effect of MQL on the tool life of small twist drills in deep-hole drilling*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 46 (2006) 1-6.
- [44] **N.R. DHAR, M.W. ISLAM, S. ISLAM, M.A.H. MITHU.** *The influence of minimum quantity of lubrication (MQL) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning AISI-1040 steel*, Journal of Materials Processing Technology, 2005.
- [45] **U. DURVAL BRAGA, E. ANSELMO DINIZ, W.A. GILBERTO MIRANDA, L. NIVALDO COPPINI.** *Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminum-silicon alloys*, Journal of Materials Processing Technology, 122 (2002) 127-138.

- [46] **S. TIMOSHENKO, S. WOINOWSKY-KREIGER.** *Théorie des plaques et coques.* Librairie Polytechnique CH. Béranger ; 1961.
- [47] **SAMTECH.** SAMCEF User Manuel v110, 2003.
- [48] **BOTEK.** Fabricant d'outils de forage, www.botek-france.com
- [49] **OTELLO.** Fabricant d'outils, www.otelo.fr
- [50] **DROMER.** Fabricant d'outils, www.dormertools.com
- [51] **OREFI.** Fabricant d'outils, www.orefi.com
- [52] **HAM.** Fabricant d'outils (Ham tools), www.ham-tools.com
- [53] **MACHPRO.** Machines de fraisage, perçage, alésage, www.machpro.fr
- [54] **J. C. RUBIO, A.M. ABRAO, P. E. FARIA, A. E. CORREIA, J. P. DAVIM.** *Effects of high speed in the drilling of glass fibre reinforced plastic : Evaluation of the delamination factor*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 48 (2008) 715-720.
- [55] **P. ANISH, G. K. SHIV, E. D. RICHARD.** *Chisel edge and cutting lip shape optimization for improved twist drill point design*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 (2005) 421-431.
- [56] **AIRBUS MATERIAL SPECIFICATION IPS 05-01-002-03.** *Unidirectional tape / +180°C curing class, Intermediate modulus fibre, (268 and 194 g/m²), HEXCEL COMPOSITES*, June 2003.
- [57] **INTERNATIONAL STANDARD NORME ISO 15024.** *Fibre-reinforced plastic composites – Determination of mode I interlaminar fracture toughness, G_{IC} , for unidirectionally reinforced materials.* First edition, 2001-12-01.

Annexes

Annexe 1 : Caractérisation physico chimique et mécanique du matériau T800/M21 Carbone/époxy

1. Introduction

La réalisation de pièces vitales ou structurales nécessite l'utilisation d'ébauches ou préformes pré imprégnées afin de garantir les taux volumiques de fibres (V_F) et de matrice (V_M). De plus, les matrices retenues ont une viscosité ajustée et les divers constituants utilisés ne sont pas divulgués dans le domaine du public.

Les normes en vigueur (AIMS [56]) imposent d'effectuer un contrôle réception du pré imprégné neuf afin de vérifier sa conformité et de valider le processus de fabrication. De plus, le calcul des efforts critiques de délaminage impose la connaissance des caractéristiques du matériau utilisé. Pour cela, la caractérisation précise du pli de base ou d'une couche élémentaire (de repère (l,t,z)) est indispensable.

1.1. Caractérisation physico chimiques sur le pré imprégné identifié

La caractérisation du matériau permet de vérifier le contenu du matériau (masse surfacique et taux massique de résine) et donnent des indications pour la réalisation du moule ainsi que pour la mise en place du squelette du cycle de polymérisation (teneur conventionnel en matières volatiles et flot) :

- * Masse surfacique du pré imprégné (M_S),
- * Taux massique de résine (M_m),
- * Teneur conventionnelle en matières volatiles ($T_v\%$),
- * Ecoulement conventionnel de la résine ou flot ($T\%$).

1.2. Fabrication des stratifiés destinés à fournir les éprouvettes d'essais destructifs

Plusieurs plaques sont fabriquées afin de réaliser des différents essais destructifs. Les séquences d'empilement de ces différentes plaques sont :

- $[0^\circ/100\%]$, $[90^\circ/100\%]$, $[+45^\circ/50\%; -45^\circ/50\%]$

Voir gammes :

- * de fabrication des stratifiés,
- * de fabrication des plaques talons,
- * du collage des talons sur les stratifiés,
- * d'usinage des différentes éprouvettes d'essais physico-chimiques et destructifs.

1.3. Caractérisation physico-chimique sur éprouvettes d'essais issues du stratifié

- * Taux volumique de fibres ($V_F \%$),
- * Taux volumique de porosité dans la matrice ($V_0\%$).

Cette caractérisation permet avant tout de valider le processus de moulage complet des éprouvettes (découpe, drapage, marouflage et polymérisation). Une fois la caractérisation physico-chimique validée, nous pouvons effectuer les essais destructifs de caractérisation mécanique.

1.4. Caractérisations mécaniques destructives sur éprouvettes d'essais issues du stratifié

En premier lieu, nous effectuons des essais de cisaillement inter laminaire. Ces essais donnent une indication sur la tenue mécanique de la matrice, tenue mécanique directement dépendante du processus de fabrication (un taux de porosité excessif fragilise la matrice). Nous mesurons :

- * Cisaillement inter laminaire sens long (τ_{CIL}),
- * Contrainte et module de traction sens long (σ_L , E_L),
- * Contrainte et module de traction sens travers (σ_T , E_T),
- * Contrainte et module en flexion sens long (σ_b , E_b).

2. Expérimentation

2.1. Référence du matériau testé

- * Norme : AIMS
- * Nappe unidirectionnelle en carbone module intermédiaire/époxyde
- * Fournisseur : HEXCEL Composites
- * Référence : HexPly® UD/M21/35%/268/T800S/150
- * Numéro de lot : 51027E01
- * Numéro de rouleau : 121236

2.2. Caractérisations physico-chimiques sur le pré imprégné

2.2.1. Masse surfacique

Pour déterminer la masse surfacique, 5 éprouvettes carrées de pré imprégné de dimensions 0.1 x 0.1m ($s = 0,01 \text{ m}^2$) ont été découpées avec un gabarit puis pesées sur une balance électronique (précision 0,01 mg).

Procédure :

- * Peser chacune des 5 éprouvettes avec ses deux protecteurs,
- * Retirer et peser les protecteurs,
- * En déduire la masse surfacique du pré imprégné (en g/m^2) :

$$M_s = \frac{M}{S} \quad (\text{I.1})$$

Avec :

- * M : moyenne des masses en g,
- * S : moyenne des surfaces en m^2 ,
- * M_s : masse surfacique en g/m^2 .

La moyenne des masses et la moyenne des surfaces des 5 éprouvettes permettent de déterminer la masse surfacique moyenne :

$$M_s = 404,67 \text{ g} / \text{m}^2$$

La masse surfacique donnée par la norme [56] est de $412 \pm 14 \text{ g/m}^2$, la valeur obtenue de la masse surfacique est acceptable.

2.2.2. Taux massique de résine (M_M)

La détermination du taux massique de résine dans le pré imprégné est obtenue par dissolution du composite polymérisé à l'acide sulfurique concentrée.

Quatre éprouvettes ont été découpées dans le matériau afin d'obtenir une moyenne du taux massique de résine.

Voici un tableau récapitulatif des résultats obtenus :

Eprouvettes (n°)	Masse éprouvette séchée (g) m_1	Masse du creuset seul (g) m_2	Masse du creuset et des fibres (g) m_3	Masse de fibres (g) m_4	Teneur massique de fibres (%) M_f	Teneur massique de résine (%) M_m
1	0,7115	36,8320	37,2822	0,4502	63,27	36,73
2	0,7713	36,4977	36,9874	0,4897	63,49	36,51
3	0,8054	36,2292	36,7404	0,5112	63,47	36,53
4	0,7432	36,3361	36,7919	0,4558	61,33	38,67
Moyenne	0,7579	36,4738	36,9505	0,4767	62,89	37,11
Ecart type	0,0400	0,2631	0,2454	0,0289	1,05	1,05

Tableau 7 : Taux massique de résine

Densité des fibres T800 : $\rho_f = 1,81 \text{ g/cm}^3$
 Densité de la résine M21 : $\rho_r = 1,28 \text{ g/cm}^3$

A partir de ces résultats, on peut affirmer qu'après polymérisation, le composite aura une composition massique en résine voisine de 37%.

Le taux massique de résine est inférieur à 40% ce qui peut laisser supposer que le flot va être faible.

2.2.3. Teneur conventionnelle en matières volatiles

Les 5 éprouvettes pesées pour la détermination de la masse surfacique sont conditionnées, étuvées pendant 15 minutes à 160°C puis pesées à nouveau. La perte de masse correspond à la fusion puis à l'évaporation des matières volatiles. La teneur conventionnelle en matières volatiles s'écrit sous la forme :

$$T_v \% = \left(\frac{M_1 - M_2}{M_1} \right) \times 100 \quad (\text{I.2})$$

Avec :

- * M_1 est la moyenne des masses des 5 éprouvettes du pré imprégné pesées avant étuvage,
- * M_2 est la moyenne des masses des 5 éprouvettes pesées après étuvage.

La moyenne des 5 pesées donne une teneur conventionnelle en matière volatile :

$$T_v = 0.817\%$$

Ce résultat, inférieur à 2%, est tout à fait acceptable au sens de la norme [56].

2.2.4. Taux d'écoulement conventionnel de la résine (flot)

Pour la détermination du taux d'écoulement conventionnel de la résine, trois éprouvettes constituées chacune d'une séquence d'empilement $[90^\circ, 0^\circ, 90^\circ]_S$ (Figure A. 1) ont été pesées avant et après réticulation.

Le taux d'écoulement de résine et le taux en matières volatiles se calculent de la même façon (équation (I.2)) avec :

- * M_1 : Masse moyenne des préimprégnés,
- * M_2 : Masse moyenne des stratifiés.

Le taux d'écoulement de résine trouvé est :

$$t\% = 3.23\%$$

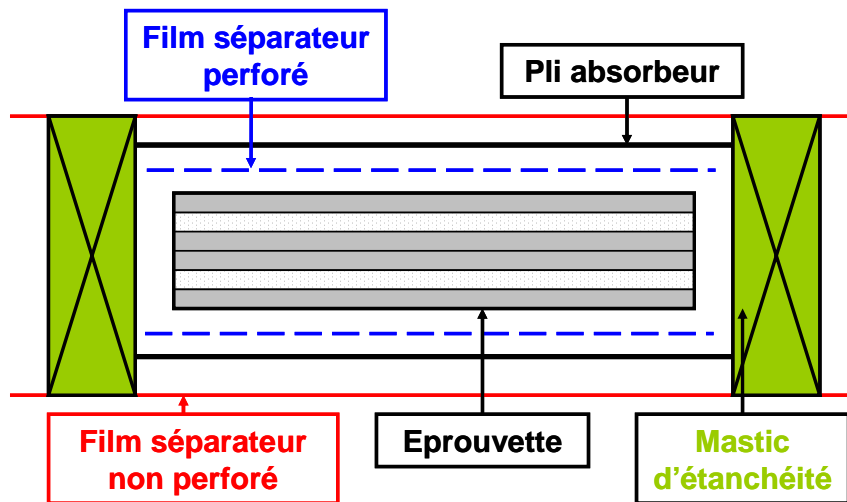


Figure A. 1 : Schéma de polymérisation du pré imprégné pour la mesure de $t\%$

2.3. Caractérisation mécanique

2.3.1. Préparation de la caractérisation

2.2.2.4. Technologie de mise en œuvre des stratifiés

Le moulage par compression à la presse est la technologie de mise en œuvre utilisée (Figure A. 2). Après le drapage des plis, les différentes plaques sont mises entre les plateaux chauffants de la presse.

Marouflage des stratifiés : voir Figure A. 2.

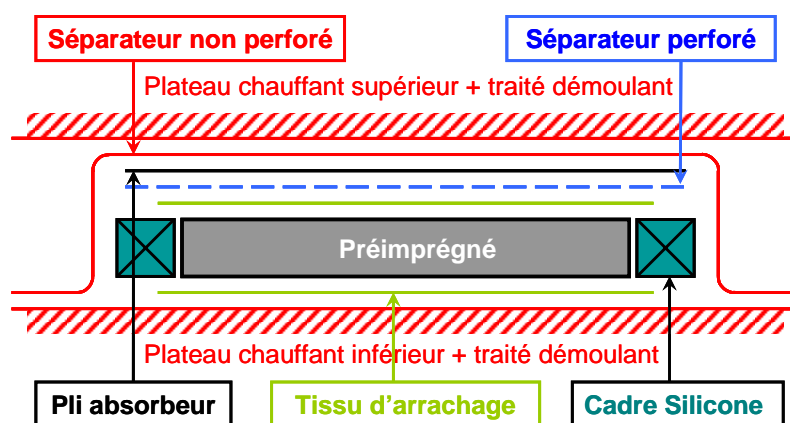


Figure A. 2 : Réticulation des stratifiés

Le cycle de réticulation donné par le fabricant pour la polymérisation des matériaux composites T800/M21 est le suivant :

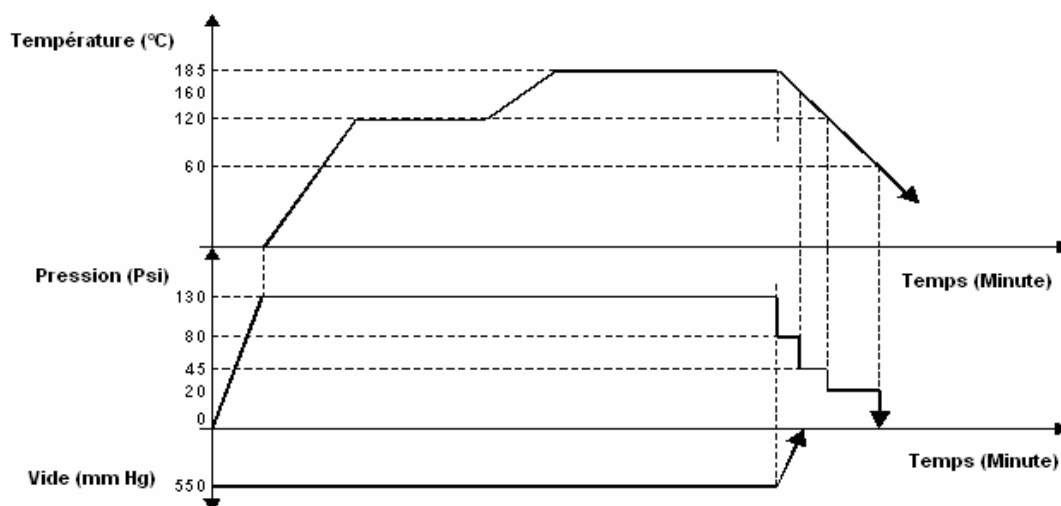


Figure A. 3 : Cycle de cuisson du matériau composite T800/M21 selon données fabricant

<i>PARAMETRES</i>	<i>1^o MONTEE</i>	<i>2^o MONTEE</i>
<i>PRESSION (PSIG)</i>	130 + 5	130 ± 5
<i>PRESSION (BARS)</i>	9 + 0.3	9 + 0.3
<i>VIDE (mm Hg)</i>	550 à 600	550 à 600
<i>VIDE (mbars)</i>	733 à 800	733 à 800
<i>TEMPS D'ECHAUFFEMENT (Minutes)</i>	165 à 250	80 à 130
<i>TEMPERATURE DE STABILISATION (°C)</i>	120 + 5	185 + 5
<i>TEMPS DE STABILISATION (Minutes)</i>	60 à 90	120 à 180
<i>TEMPS DE REFROIDISSEMENT (Minutes)</i>	---	> 40

Tableau 8 : Valeurs de la pression, des températures et du temps du cycle de la cuisson utilisée

2.2.2.5. Préparation des éprouvettes

Après polymérisation et afin de préparer les plaques pour les essais de traction, une phase de collage des talons de verre a été faite à la presse. Ces talons de verre permettent un meilleur serrage des éprouvettes par les mors de la machine de traction. Ensuite, chaque plaque est découpée en plusieurs éprouvettes en utilisant la machine à disque diamanté (Figure A. 4). Par la suite, deux jauges de déformation collées dans le sens long et le sens travers de chaque éprouvette sont utilisées pour mesurer les déformations longitudinales et transversales durant chaque caractérisation (voir Figure A. 5).



Figure A. 4 : Machine pour découper les matériaux composites

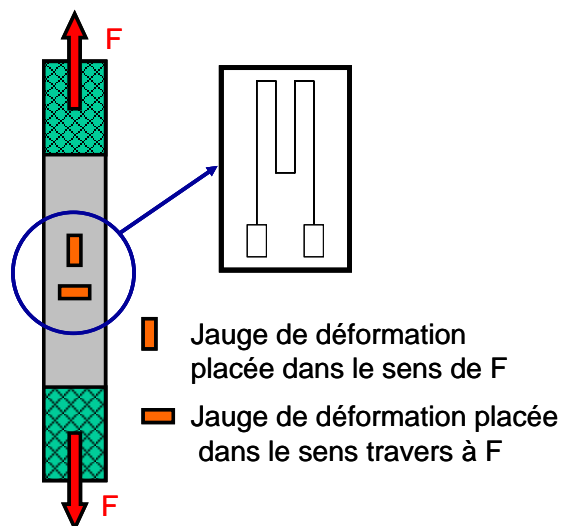


Figure A. 5 : Collage des jauges

2.2.2.6. Machine utilisée

La machine de traction hydraulique utilisée (INSTRON 8862) a une précision inférieure à 1% de la mesure. Une carte d'acquisition pour le traitement des déformations mesurées par les jauges est utilisée. Les résultats de chaque essai sont enregistrés sur un ordinateur.

Différentes caractérisations mécaniques sont réalisées :

2.3.2. Caractérisation de la contrainte en cisaillement inter laminaire sens long

Le but de cette caractérisation est de calculer la contrainte de cisaillement (τ_{CIL}), en se basant sur la méthode de la résistance des matériaux. Cette caractérisation a été effectuée sur des plaques composites $[0^\circ]_{12}$ de petites dimensions 20 x 10 x 2.9 mm, à l'aide d'une machine de traction.

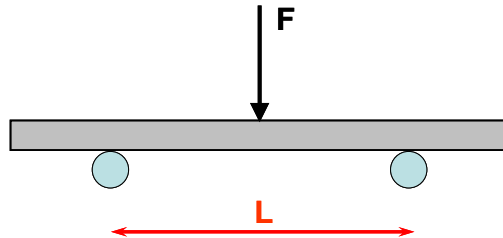


Figure A. 6 : Montage des éprouvettes de la caractérisation en cisaillement

L'expression de la contrainte de cisaillement de la Figure A. 6 est donnée par la formule de Bredt :

$$\tau = \frac{T_Y}{I_{Gz}} \cdot \left(\frac{A}{e} \right) \quad (I.3)$$

Avec :

- * τ : La contrainte de cisaillement en MPa,
- * T_Y : L'effort tranchant de la section correspondant en N,
- * I_{Gz} : Le moment d'inertie de la section de la poutre en mm^4 ,
- * A est donné par :

$$A = \iint_A y ds = \int_0^{h/2} b y dy = \frac{bh^2}{8} \quad (I.4)$$

Ayant : $e = b$ = la largeur de l'éprouvette = 10 mm

En remplaçant la contrainte de cisaillement et l'effort tranchant ($T_Y = F_r/2$) par leurs valeurs à rupture et en développant les autres termes de l'équation, on peut écrire :

$$\tau_{CIL} = \frac{3F_r}{4bh} \quad (I.5)$$

En prenant la moyenne de la force maximale ($F_{\text{moy}} = 3560 \text{ N}$), et en remplaçant b et h (h = épaisseur de l'éprouvette = 2.9 mm) on trouve le tableau suivant :

Essais	1	2	3	4	5	6	Moyenne
Force maximale	3555	3685	3623	3572	3502	3424	3560,17
Contrainte (MPa)	91,94	95,30	93,70	92,38	90,57	88,55	92,07

Tableau 9 : Valeurs des efforts mesurés lors de la caractérisation en cisaillement

Ce qui donne une contrainte de cisaillement moyenne :

$$\tau_{CIL} = 92 \text{ MPa}$$

La valeur de la contrainte de cisaillement inter laminaire est comprise entre 90 et 120 MPa donc elle est acceptable au sens de la norme AIMS [56].

2.3.3. Caractérisation en traction colinéaire au sens long des fibres

Cinq essais dans cette direction ont été effectués pour s'approcher des bonnes valeurs caractérisant le matériau. La vitesse de déplacement utilisée est de 2 mm/min afin d'avoir une meilleure précision. Cette caractérisation consiste à calculer le module d'Young suivant la direction des fibres E_L et le coefficient de Poisson ν_{LT} ainsi que la contrainte et la déformation à rupture des fibres à 0° en traction. Les efforts et les déformations sont enregistrés, les différents essais donnent des valeurs très proches, et en prenant les moyennes des différentes valeurs on obtient le tableau suivant :

	Essai	Module Ex (MPa)	Contrainte à Rupture (MPa)	Déf à Rupture (%)
		EI	σ_{0R}	ϵ_{0R}
4 Plis à 0°	1	160957	2787,3	1,657
	2	158073	2832,4	1,651
	3	162856	2581	1,375
	4	164756	2655,1	1,566
	5	154178	2632,5	1,537
Moyenne		160164	2697,66	1,5572
Ecart type		4158	107	0,1145

Tableau 10 : Tableau des résultats des essais 4 plis à 0°

Les résultats tirés sont :

$$E_L = 160164 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{0,t}^R = 2697.7 \text{ MPa}$$

$$\epsilon_{0,t}^R = 1,56$$

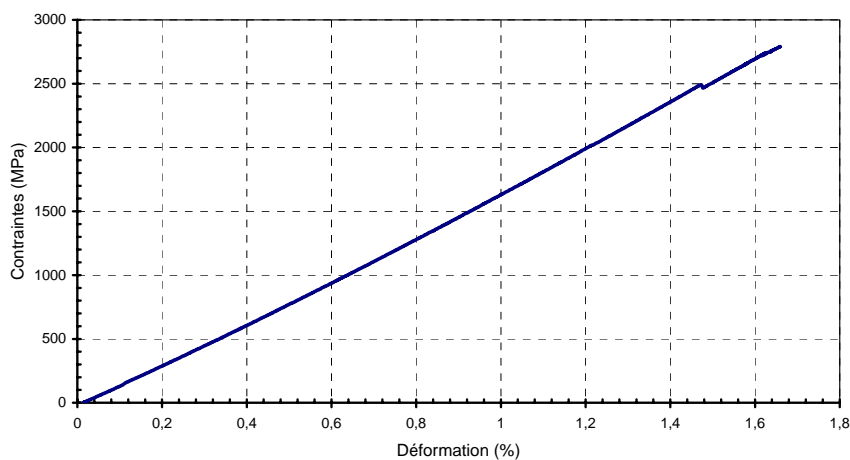


Figure A. 7 : Contraintes en fonction des déformations pour une plaque $[0^\circ]_4$ en traction

De plus, sur la courbe de la Figure A. 7, la plasticité du matériau composite (matériau fragile) T800/M21 est bien remarquable. En effet, la courbe des contraintes est linéaire en fonction des déformations jusqu'à la rupture brusque. D'autre part, en traçant la courbe du coefficient de Poisson en fonction des contraintes (Figure A. 8), on trouve que le coefficient de Poisson n'est pas constant en fonction des contraintes et des déformations. En prenant la valeur de changement de pente de la courbe, on trouve :

$$\nu_{LT} = 0,4$$

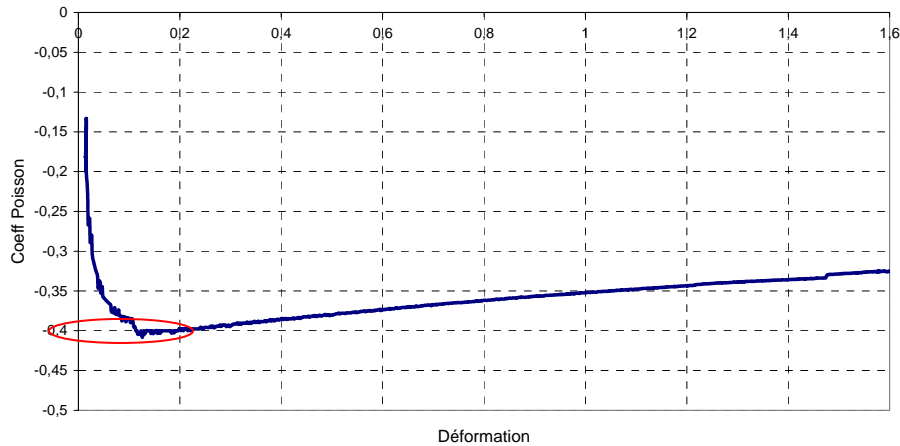


Figure A. 8 : Coefficient de Poisson en fonction des contraintes

2.3.4. Caractérisation en traction perpendiculairement au sens long des fibres (sens travers)

Huit plis à 90° forment des éprouvettes d'épaisseur 2 mm. La Figure A. 9 montre le montage de l'éprouvette sur la machine Instron hydraulique, les jauges suivant F et perpendiculaire à F sont montrées ainsi.



Figure A. 9 : Montage de l'éprouvette en essai

La caractérisation en traction de ces éprouvettes donnera les valeurs du module d'Young du matériau composite suivant la direction perpendiculaire des fibres E_T et le coefficient de Poisson

ν_{TL} . De plus, la contrainte et la déformation à rupture en traction des fibres à 90° ont été déterminées. En faisant la moyenne des modules d'Young des différents essais, et en prenant les valeurs de contraintes et de déformations maximales, on trouve les résultats suivants :

	Essai	Module Ex (Gpa)	Contrainte à Rupture (MPa)	Déf à Rupture (%)
		Et	σ_{90R}	ϵ_{90R}
8 Plis à 90°	1	7125	48	0,644
	2	7687,5	50,4	0,578
	3	8261	44,8	0,63
	4	8292	48	0,585
Moyenne		7841,375	47,8	0,60925
Ecart type		552,6	2,298	0,0327

Tableau 11 : Résultats des essais 8 plis à 90°

On déduit alors :

$$E_T = 7841 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{90,t}^R = 47,8 \text{ MPa}$$

$$\epsilon_{90,t}^R = 0,609$$

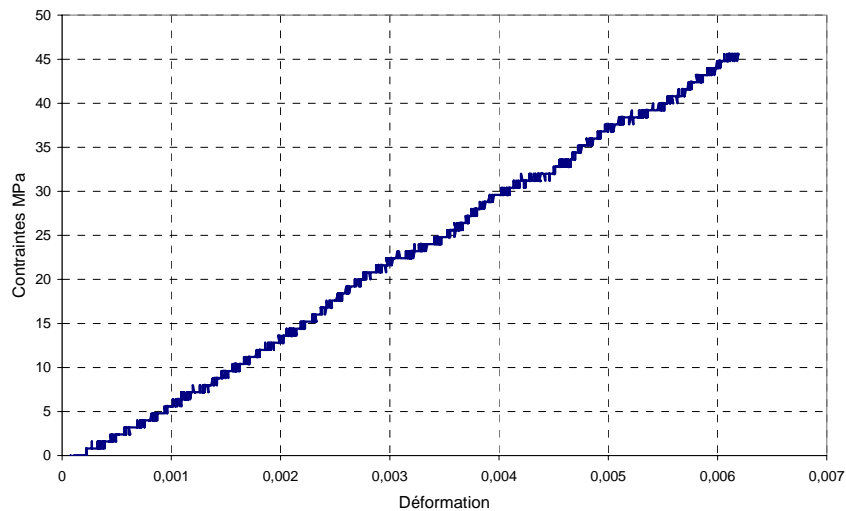


Figure A. 10 : Contraintes en fonction des déformations, éprouvette 8 plis à 90°

Pour le calcul du coefficient du Poisson ν_{TL} , il suffit d'appliquer la condition d'orthotropie suivante :

$$\nu_{TL} = \nu_{LT} \cdot \frac{E_T}{E_L} \text{ donc } \nu_{TL} = 0,0196 \quad (I.6)$$

La courbe Figure A. 10 fait apparaître les contraintes de traction en fonction des déformations, la courbe est presque linéaire. Des petites variations ont été remarquées durant ces essais au niveau de la courbe des contraintes. Ces variations peuvent être dues à une faible fréquence de mesure.

2.3.5. Caractérisation du module de cisaillement en traction à +45°

La caractérisation des éprouvettes [+45°]₈ en traction sert à calculer le module de cisaillement G_{LT} du matériau composite étudié. En même temps, la contrainte et la déformation à rupture à 45° peuvent être calculées. En écrivant la loi de Hooke et en passant du repère global au repère local on trouve :

$$\gamma_{12} = \varepsilon_x - \varepsilon_y \quad (I.7)$$

Ayant $\sigma_{12} = \sigma_x/2$ et $\sigma_{12} = G_{LT} \cdot \gamma_{12}$, on peut calculer le module de cisaillement en traçant la courbe contrainte déformation (σ_{12} en fonction de γ_{12}) (Figure A. 11), les résultats obtenus sont les suivants :

	Essai	Module de cisaillement (Gpa)	Contrainte à Rupture (Mpa)	Déf à Rupture
		Glt	σ_{45R}	ε_{45R}
8 Plis à 45°	1	4,907	81,6	0,008
	2	4,805	86,4	0,009
	3	5,066	81,6	0,008
	4	5,332	77,6	0,0065
	5	5,99	84,4	0,008
Moyenne		5,22	82,32	0,0079
Ecart type		0,4742	3,3275	0,0009

Tableau 12 : Résultats des essais 8 plis à +45°

On conclut :

$$G_{LT} = 5,22 \text{ GPa}$$

$$\sigma_{45,t}^R = 82,32 \text{ MPa} \quad \varepsilon_{45,t}^R = 0,0079$$

La rupture des éprouvettes se fait systématiquement à 45° sans bruit.

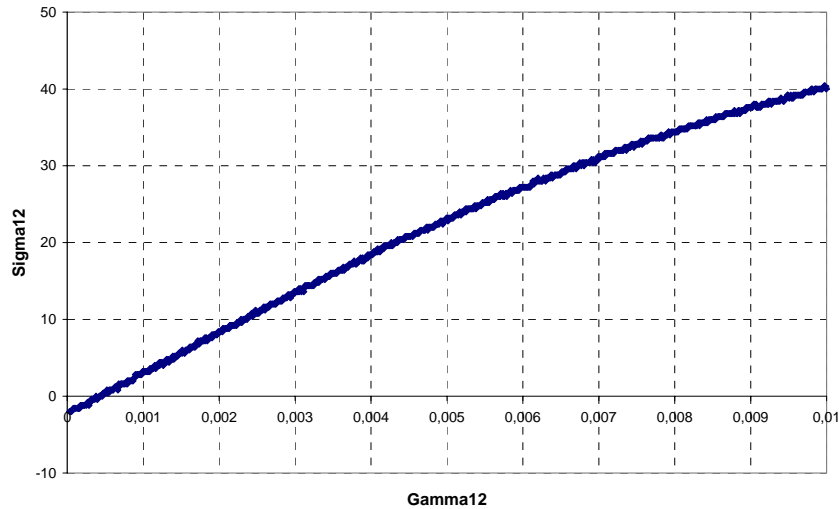


Figure A. 11 : Courbe Contraintes-Déformations en traction sur $[+45^\circ]_8$

2.3.6. Caractérisation du module en flexion sens long

La caractérisation en flexion est presque la même que celle en cisaillement inter laminaire mais avec des éprouvettes de dimensions 100 x 10 x 2.9 mm et en mesurant cette fois-ci la contrainte due à la flexion. L'expression de la flèche maximale de la Figure A. 12 s'écrit :

$$w_{max} = \frac{F_r L^3}{48EI_z} \quad (I.8)$$

Avec L est la longueur entre les deux appuis de la Figure A. 12 et qui est égale dans ce cas à 76.5 mm et F_r est l'effort appliqué sur la plaque.

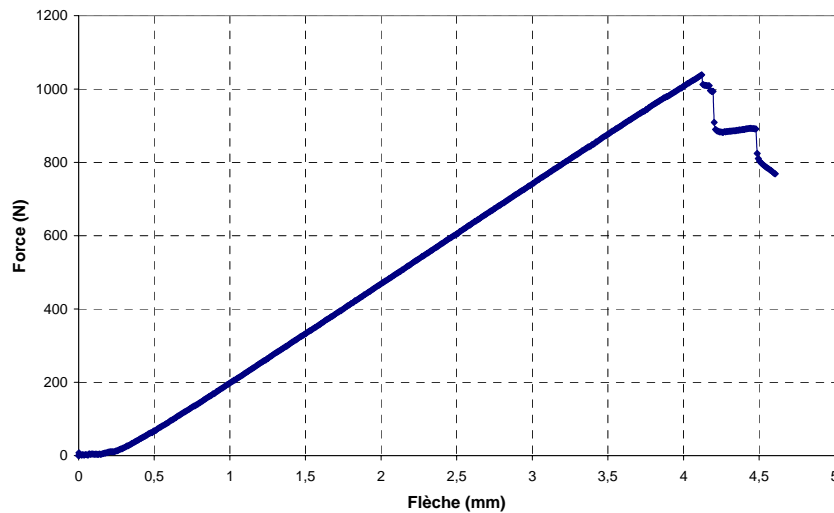


Figure A. 12 : Courbe Force-Flèche en flexion

Pour calculer le module et la contrainte en flexion, les 2 points, qui correspondent à $F_r/2$ et à $F_r/10$ avec les valeurs de la flèche correspondante w_1 et w_2 respectivement, sont relevés sur la courbe (Figure A. 12). Le module en flexion sera :

$$E_b = \frac{\left(\frac{F_r}{2} - \frac{F_r}{10}\right) \cdot L^3}{48 \cdot \frac{bh^3}{12} \cdot (w_1 - w_2)} = \frac{F_r L^3}{10bh^3(w_1 - w_2)} \quad (I.9)$$

Pour chaque essai, on remplace les flèches correspondantes, la force maximale et les dimensions de l'éprouvette par leurs valeurs ; en calculant la moyenne des modules en flexion, on obtient :

Essai	Force maximale (N)	Module de Flexion (MPa)	Contrainte à rupture (MPa)
1	1039	123651	1417
2	1058	119468	1443
3	1040	119917	1419
4	1092	117316	1490
5	1197	125036	1634
6	1047	120855	1429
Moyenne	1079	121040	1472

Tableau 13 : Résultats des essais de flexion

D'où :

$$E_b = 121040 \text{ MPa}$$

D'autre part, la contrainte à rupture due à la flexion est donnée par :

$$\sigma_r = -\frac{Mf_{max}}{I_z} \cdot Y_{max} = \frac{3F_r L}{2bh^2} \quad (I.10)$$

Les valeurs numériques calculées dans le Tableau 13 donnent la contrainte moyenne à rupture en flexion :

$$\sigma_r = 1472 \text{ MPa}$$

2.3.7. Taux de restitution en mode I (G_{IC})

Des essais ont été réalisés suivant la norme internationale ISO 15024 [57] afin de déterminer la ténacité à la rupture interlaminaire en mode I, G_{IC} . Une éprouvette en double porte-à-faux a été utilisée comme montrée sur la Figure A. 13. Le but de ces essais est de déterminer les valeurs critiques d'initiation des fissures du matériau composite carbone époxy T800/M21. Cependant, durant l'essai, les fissures du délaminage entre les plis unidirectionnels se propagent. Un chargement perpendiculaire au plan du délaminage a été appliqué en imposant un taux de déplacement transversal constant (2 mm/min). Ce déplacement est effectué à travers deux cubes en acier de dimension 25x15x10 mm collés de part et d'autre de la plaque. Des éprouvettes de 12 plis à 0° de dimension 200x25x3 mm ont été fabriquées pour ces essais. Un film séparateur fin a été introduit au plan moyen des éprouvettes afin de simuler le délaminage initial.

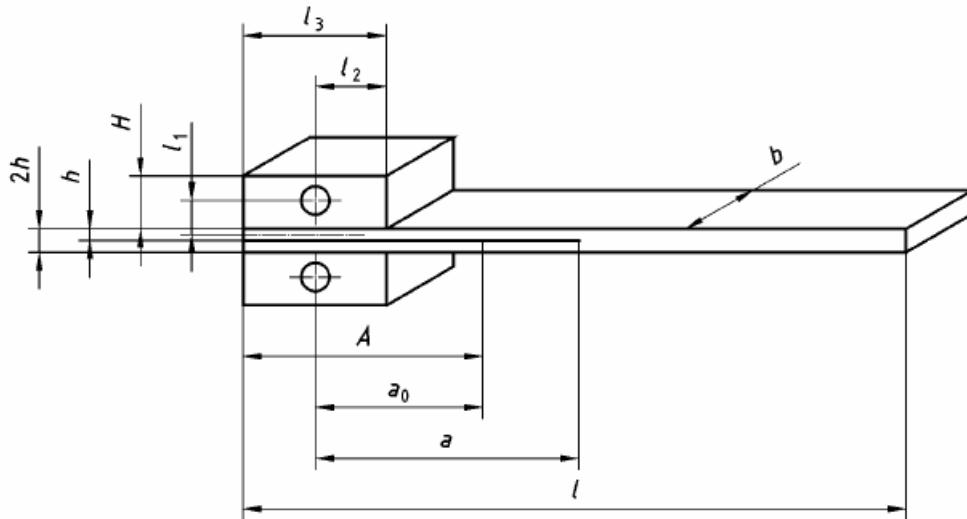


Figure A. 13 : Géométrie de l'éprouvette « double poutre porte-à-faux » (double cantilever beam DCB)

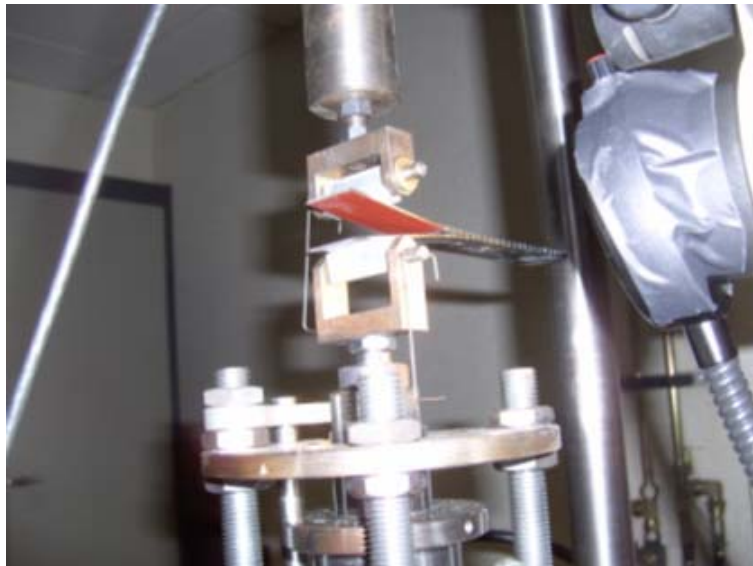


Figure A. 14 : Essais de traction et propagation des fissures en mode I

Les chargements et les déplacements ont été enregistrés le long de l'essai. De plus, ces valeurs ont été notées chaque 5 mm de propagation de la fissure. En appliquant la méthode A de la norme ISO 15024 (Corrected beam theory CBT) [57], la Figure A. 13 montre la courbe $(C/N)^{1/3}$ en fonction de la longueur de fissure a et sert à calculer la valeur de Δ utilisé pour le calcul de G_{IC} . Δ est la valeur déterminée sur la Figure A. 13, C étant la compliance qui est le déplacement δ divisé par le chargement P (δ/P) et N est le facteur correction des cubes défini dans l'équation (I.13).

L'énergie critique de propagation des fissures G_{IC} est donnée par :

$$G_{IC} = \frac{3P\delta}{2b(a + \Delta/l)} \cdot \frac{F}{N} \quad (I.11)$$

Avec :

$$F = 1 - \frac{3}{10} \left(\frac{\delta}{a} \right)^2 - \frac{2}{3} \left(\frac{\delta l_1}{a^2} \right)^2 \quad (\text{I.12})$$

$$N = 1 - \left(\frac{l_2}{a} \right)^3 - \frac{9}{8} \left[1 - \left(\frac{l_2}{a} \right)^2 \right] \frac{\delta l_1}{a^2} - \frac{9}{35} \left(\frac{\delta}{a} \right)^2 \quad (\text{I.13})$$

l_1 est la distance du centre d'application du chargement au plan moyen de l'éprouvette,

l_2 est la distance entre le centre du cube et son bord (voir Figure A. 13).

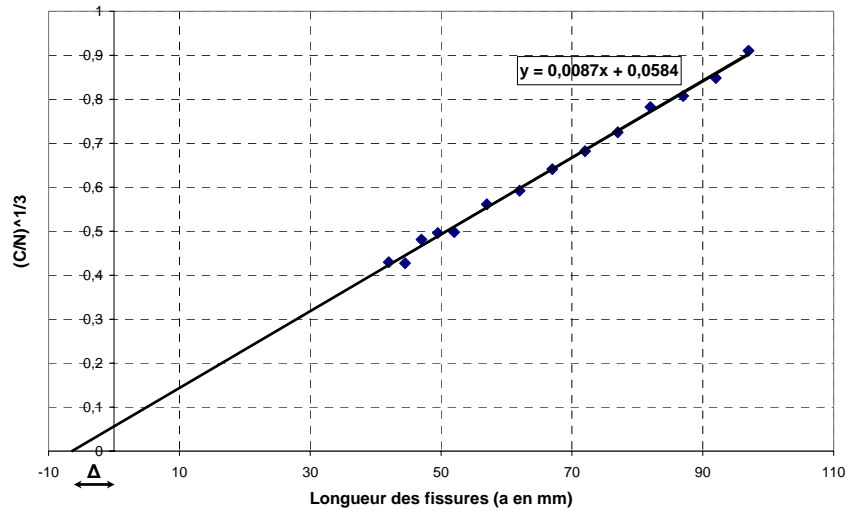


Figure A. 15 : Calcul de Δ

Après avoir calculé les différents termes, le G_{IC} peut être tracé en fonction de la longueur de fissure a comme montrée sur la Figure A. 16. Les premiers points désignent les valeurs de l'énergie critique d'initiation des fissures (amorçage). Les autres valeurs correspondent à l'énergie critique de propagation des fissures. Pour le calcul de l'effort critique de délaminage en perçage qui correspond à l'initiation des fissures, une valeur de **300 J/m²** de G_{IC} peut être utilisée. Le taux de restitution critique qui correspond à la propagation des fissures peut être pris **800 J/m²**.

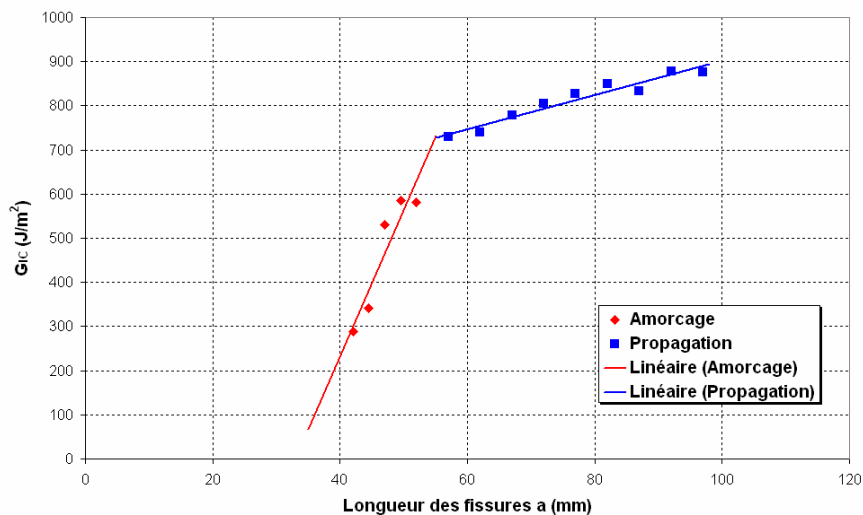


Figure A. 16 : valeurs d'initiation et de propagation des fissures G_{IC}

Annexe 2 : Modélisation analytique du délaminage

1) Calcul détaillé de l'effort critique pour un chargement uniformément repartit°

Le contact entre l'outil et la plaque a été modélisé comme montré sur la Figure A. 17. En appliquant la théorie des plaques de Timoshenko, l'équation d'équilibre de la plaque s'écrit :

$$\frac{\partial^2 M_{xx}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 M_{yy}}{\partial y^2} - \frac{2\partial^2 M_{xy}}{\partial x \partial y} = -q$$

Ou en coordonnée polaire :

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dw(r)}{dr} \right) \right] = \frac{Q}{D}$$

Avec Q est l'effort tranchant appliqué et $D = \frac{I}{8}(3D_{11} + 2D_{12} + 4D_{66} + 3D_{22})$ pour un matériau orthotrope.

Ayant $|D_{ij}| = \sum_{k=1}^n (\overline{Q_{ij}})_k \left(\frac{Z_k^3 - Z_{k-1}^3}{3} \right)$, $\overline{Q_{ij}} = [T^{-1}] \cdot [Q] \cdot [T]$ et $[Q] = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix}$

Et avec : $Q_{11} = \frac{E_l}{1 - \nu_{lt} \cdot \nu_{tl}}$, $Q_{22} = \frac{E_t}{1 - \nu_{lt} \cdot \nu_{tl}}$, $Q_{12} = \frac{\nu_{tl} E_l}{1 - \nu_{lt} \cdot \nu_{tl}}$ et $Q_{66} = G_{lt}$

La matrice de rigidité d'un pli ayant un angle α est :

$$[T] = \begin{bmatrix} \cos^2 \alpha & \sin^2 \alpha & 2 \sin \alpha \cdot \cos \alpha \\ \sin^2 \alpha & \cos^2 \alpha & -2 \sin \alpha \cdot \cos \alpha \\ -\sin \alpha \cdot \cos \alpha & \sin \alpha \cdot \cos \alpha & \cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha \end{bmatrix}$$

En prenant les conditions aux limites (déplacement et rotation nuls pour $r = a$ et rotation nulle pour $r = 0$), la résolution de l'équation d'équilibre sous le logiciel Maple donne :

$$w(r) = \frac{q(a^2 - r^2)^2}{64 \cdot D} \quad \text{avec} \quad q = \frac{F_z}{\pi a^2}$$

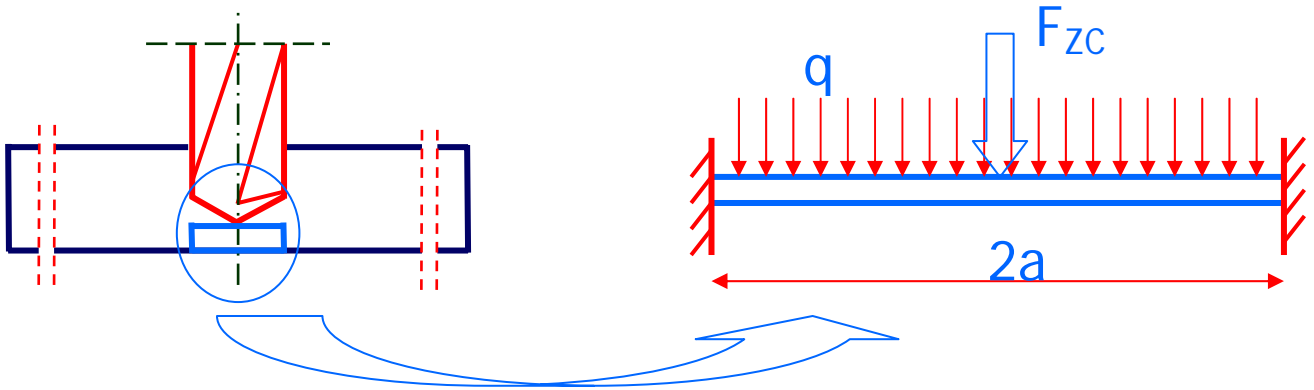


Figure A. 17 : Modélisation de la partie de la plaque localisée sous l'outil.

L'approche énergétique basée sur l'application du théorème des travaux virtuels sur la partie de la plaque prise permet de déterminer l'effort critique de perçage :

$$\delta W = \delta U + \delta U_d$$

Le paramètre qui varie virtuellement est le rayon a . δW est le travail des forces extérieures, δU est la variation de l'énergie potentielle et δU_d est l'énergie absorbée par la propagation des fissures.

L'énergie de déformation d'une plaque circulaire est donnée par la relation :

$$2U = \int_s \left[M_{xx} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + M_{yy} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2M_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right] ds$$

La variation virtuelle de l'énergie est exprimée par:

$$\delta U = \frac{\partial U}{\partial a} \delta a = \left(\frac{F_z}{16D} \right)^2 \cdot \frac{a}{\pi} \left[\left(\frac{D_{11} + D_{22}}{2} \right) + \left(\frac{D_{12} + 2D_{66}}{3} \right) \right] \delta a$$

Le travail virtuel des forces extérieures correspondant au chargement uniformément reparti q est :

$$W = \int_0^{2\pi} \int_0^a q \cdot w(r) r \cdot dr d\theta = \frac{F_z^2 a^2}{192\pi D} \quad \text{Alors :} \quad \delta W = \frac{\partial W}{\partial a} \delta a = \frac{F_z^2 a}{96\pi D} \delta a$$

L'énergie de délaminage U_d peut être obtenue en multipliant l'énergie critique de propagation des fissures en mode I (G_{Ic}) et la surface circulaire de la plaque :

$$U_d = G_{Ic} \cdot S = G_{Ic} \pi a^2 \quad \text{D'où} \quad \delta U_d = \frac{\partial U_d}{\partial a} \delta a = 2G_{Ic} \pi a \delta a$$

En résolvant l'équation d'équilibre maintenant à l'aide de Maple, on aura l'expression de l'effort critique dû au chargement uniformément réparti :

$$F_{ZU} = 8\pi\sqrt{2G_{IC}D}$$

2) Expression de l'effort critique du perçage avec avant trou d'un chargement uniformément repartit°

L'expression de l'effort critique pour ce type de chargement est :

$$F_{ARC} = 8\pi D \sqrt{\frac{3G_{IC} \left((-1 - \nu_{r\theta})b^2 + a^2(\nu_{r\theta} - 1) \right)^3 (a^2 - b^2)^3}{L_{AR}(a - b)}} \quad (I.14)$$

Avec :

$$\begin{aligned}
L_{AR} = & 96 \left(\begin{aligned} & \frac{1}{2} \left(D - \frac{3}{8} D' \right) (1 + v_{r\theta})^3 b^6 \\ & + \left(\left(D - \frac{9}{8} D' \right) v_{r\theta} + \frac{2}{3} D_{12} \right) a^2 (1 + v_{r\theta}) b^4 \\ & + \left(D - \frac{2}{3} D_{66} - \frac{1}{8} D' \right) b^6 \ln \left(\frac{b}{a} \right)^2 \\ & - \frac{3}{2} (v_{r\theta} - 1) a^4 \left(D - \frac{3}{8} D' \right) (1 + v_{r\theta})^2 b^2 \\ & + (v_{r\theta} - 1) \left(\left(D - \frac{3}{8} D' \right) v_{r\theta}^2 + \frac{3}{4} v_{r\theta} D' + \frac{1}{8} D' - \frac{2}{3} D_{12} - D + \frac{2}{3} D_{66} \right) a^6 \end{aligned} \right) \\
& - 3 \left(\begin{aligned} & \left(\left(D - \frac{3}{8} D' \right) v_{r\theta}^2 \right) \\ & + \left(-\frac{3}{4} D' + \frac{4}{3} D \right) v_{r\theta} \\ & - \frac{2}{9} D_{66} - \frac{1}{24} D' \\ & + \frac{2}{9} D_{12} + \frac{1}{3} D \end{aligned} \right) (1 + v_{r\theta}) b^8 \\
& + 8 \left(\begin{aligned} & \left(\left(D - \frac{3}{8} D' \right) v_{r\theta}^3 \right) \\ & + \left(-\frac{9}{32} D' + \frac{7}{4} D \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(\frac{1}{3} D_{66} + D - \frac{1}{3} D_{12} - \frac{5}{16} D' \right) v_{r\theta} \\ & + \frac{1}{4} D - \frac{1}{6} D_{12} + \frac{1}{6} D_{66} - \frac{5}{32} D' \end{aligned} \right) a^2 b^6 \\
& + 24 b^4 \left(\begin{aligned} & \left(\left(D - \frac{3}{8} D' \right) v_{r\theta}^3 \right) \\ & + \left(\frac{3}{4} D' + \frac{4}{3} D \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(-\frac{10}{9} D_{12} - \frac{1}{24} D' \right) v_{r\theta} \\ & + \left(\frac{10}{9} D_{66} - D \right) \end{aligned} \right) a^4 b^4 \\
& + 6 \left(\begin{aligned} & \left(D - \frac{3}{8} D' \right) v_{r\theta}^3 \\ & + \left(\frac{3}{4} D' + \frac{4}{3} D \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(-\frac{10}{9} D_{12} - \frac{1}{24} D' \right) v_{r\theta} \\ & + \left(\frac{10}{9} D_{66} - D \right) \end{aligned} \right) a^4 b^4 \\
& + 2 \left(\begin{aligned} & \left(D + \frac{9}{8} D' \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(-\frac{4}{3} D_{12} + \frac{4}{3} D_{66} \right) v_{r\theta} \\ & + \left(\frac{1}{4} D' - 4D \right) \end{aligned} \right) a^6 b^2 \\
& + (v_{r\theta} - 1) \left(\begin{aligned} & \left(\left(D - \frac{3}{8} D' \right) v_{r\theta}^2 \right) \\ & + \frac{3}{4} v_{r\theta} D' + \frac{1}{8} D' \\ & - \frac{2}{3} D_{12} - D + \frac{2}{3} D_{66} \end{aligned} \right) a^8 \\
& \ln \left(\frac{b}{a} \right) + (a + b) \left(\begin{aligned} & \left(\left(\frac{39}{8} D' - 13D \right) v_{r\theta}^3 \right) \\ & + \left(\frac{117}{8} D' + 9D \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(\frac{45D - 16D_{12}}{+16D_{66} - \frac{111}{8} D'} \right) v_{r\theta} \\ & + \left(8D_{66} - 8D_{12} + 23D - \frac{93}{8} D' \right) \end{aligned} \right) b^{10} \\
& + 41 \left(\begin{aligned} & \left(\left(D - \frac{3}{8} D' \right) v_{r\theta}^3 \right) \\ & + \left(-\frac{135}{328} D' - \frac{3}{41} D \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(\frac{16}{41} D_{12} - \frac{33}{328} D' \right) v_{r\theta} \\ & + \left(\frac{51}{41} D - \frac{16}{41} D_{66} \right) \end{aligned} \right) a^2 b^8 \\
& + 46 \left(\begin{aligned} & \left(\left(D - \frac{3}{8} D' \right) v_{r\theta}^3 \right) \\ & + \left(\frac{45}{184} D' + \frac{9}{23} D \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(\frac{21}{23} D + \frac{8}{23} D_{66} \right) v_{r\theta} \\ & + \left(-\frac{8}{23} D_{12} - \frac{51}{184} D' \right) \end{aligned} \right) a^4 b^6 \\
& + 22 \left(\begin{aligned} & \left(\left(D - \frac{3}{8} D' \right) v_{r\theta}^3 \right) \\ & + \left(\frac{63}{88} D' + \frac{3}{11} D \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(-\frac{8}{11} D_{12} + \frac{8}{11} D_{66} \right) v_{r\theta} \\ & + \left(-\frac{27}{11} D + \frac{21}{88} D' \right) \end{aligned} \right) a^6 b^4 \\
& + 5 \left(v_{r\theta} + \frac{1}{5} \right) (v_{r\theta} - 1)^2 a^8 \left(D - \frac{3}{8} D' \right) b^2 \\
& + (v_{r\theta} - 1)^3 a^{10} \left(D - \frac{3}{8} D' \right)
\end{aligned} \tag{I.15}$$

3) Expression de l'effort critique du perçage avec avant trou d'un chargement circulaire de rayon b

L'expression de l'effort critique de ce chargement est plus simple que du chargement uniformément réparti. Cependant, la résolution de cette expression à la main reste presque impossible. Le logiciel Maple nous donne :

$$F_{ACC} = 8\pi D \sqrt{\frac{G_{IC} b \left(b^2 (-v_{r\theta} - 1) + a^2 (v_{r\theta} - 1) \right)^3}{3L_{AC}}} \quad (I.16)$$

Avec :

$$L_{AC} = \left(\begin{array}{l} -2D'(1+v_{r\theta})^2 b^3 \\ + \frac{16}{3} D(1+v_{r\theta})^2 b^2 \\ - \frac{16}{3} a^2 D(v_{r\theta}^2 - 1) b^2 \ln\left(\frac{b}{a}\right) \\ + a^2 \left(\begin{array}{l} 2D'v_{r\theta}^2 - 8D'v_{r\theta} + \frac{1}{3} D_{11} \\ + \frac{1}{3} D_{22} + \frac{22}{3} D_{12} - \frac{20}{3} D_{66} \end{array} \right) b \\ + \frac{1}{2} (a^2 - b^2) \left(\begin{array}{l} -2D'v_{r\theta}^2 - 8D'v_{r\theta} \\ + \frac{7}{3} D_{11} + \frac{7}{3} D_{22} \\ + \frac{26}{3} D_{12} - 4D_{66} \end{array} \right) b^3 \\ + \frac{16}{3} D(v_{r\theta}^2 - 1) b^2 \\ + 2D' a^2 b (v_{r\theta} - 1)^2 \\ - \frac{16}{3} D a^2 (v_{r\theta} - 1)^2 \end{array} \right) \quad (I.17)$$

4) Expression de l'effort critique d'une plaque simplement appuyée avec un avant-trou et soumise à un chargement uniformément réparti

L'effort critique de délaminage dans ce cas est :

$$F_{AARC} = 16\pi D (a^2 - b^2)^2 (v_{r\theta} - 1)^2 \sqrt{\frac{128 G_{IC}}{b^4 (v_{r\theta} + 1) L_{AAR}}} \quad (I.18)$$

Avec :

$$\begin{aligned}
L_{AAR} = & \left(\left(\begin{aligned} & \left(-\frac{3}{16}D' + \frac{1}{2}D \right) v_{r\theta}^3 \\ & + \left(\frac{3}{16}D' + \frac{1}{2}D \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(\frac{1}{3}D_{66} - D + \frac{7}{16}D' - \frac{1}{3}D_{12} \right) v_{r\theta} \\ & - \frac{1}{3}D_{12} + \frac{1}{16}D' + \frac{1}{3}D_{66} \end{aligned} \right) b^4 \right. \\
& + \left(\begin{aligned} & \left(D - \frac{3}{8}D' \right) v_{r\theta}^2 + \frac{3}{4}v_{r\theta}D' \\ & - \frac{2}{3}D_{12} + \frac{2}{3}D_{66} - D + \frac{1}{8}D' \end{aligned} \right) (v_{r\theta} + 1)a^2b^2 + \frac{1}{2}Da^4(v_{r\theta} - 1) \\
& + \frac{1}{4}b^4(a^2 - b^2)(v_{r\theta} + 1) \left(\begin{aligned} & -4D(a^2 + b^2)(v_{r\theta} - 1)\ln(b) + \\ & \left(\begin{aligned} & \left(3D - \frac{9}{8}D' \right) v_{r\theta}^3 + \left(\frac{9}{8}D' + 5D \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(-5D + \frac{25}{8}D' - \frac{8}{3}D_{12} + \frac{8}{3}D_{66} \right) v_{r\theta} \\ & + \frac{8}{3}D_{66} - \frac{8}{3}D_{12} + \frac{7}{8}D' - 3D \end{aligned} \right) b^2 \\ & + \left(\begin{aligned} & \left(D - \frac{3}{8}D' \right) v_{r\theta}^3 + \left(\frac{3}{8}D' + 3D \right) v_{r\theta}^2 \\ & + \left(-\frac{4}{3}D_{12} + \frac{11}{8}D' + \frac{4}{3}D_{66} + D \right) v_{r\theta} \\ & - 5D - \frac{4}{3}D_{12} + \frac{5}{8}D' + \frac{4}{3}D_{66} \end{aligned} \right) a^2 \end{aligned} \right) \ln\left(\frac{b}{a}\right) \right) \\
& + \frac{1}{96}(a^2 - b^2) \left(\begin{aligned} & 48Db^4(a^2 + b^2)(v_{r\theta}^2 - 1)\ln\left(\frac{b}{a}\right)^2 - 48Db^4(a^2 - b^2)(v_{r\theta}^2 - 1)\ln(b) + \\ & \left(\begin{aligned} & \left(\begin{aligned} & \left(13D - \frac{39}{8}D' \right) v_{r\theta}^4 + 78Dv_{r\theta}^3 + \left(88D + \frac{99}{4}D' - 26D_{12} + 26D_{66} \right) v_{r\theta}^2 \\ & + (-44D_{12} + 42D' + 44D_{66} - 78D)v_{r\theta} - 101D + 26D_{66} - 26D_{12} + \frac{81}{8}D' \end{aligned} \right) b^4 \\ & - 2 \left(\begin{aligned} & \left(D - \frac{3}{8}D' \right) v_{r\theta}^2 + \left(8D - \frac{3}{4}D' \right) v_{r\theta} - 2D_{12} - \frac{27}{8}D' + 7D + 2D_{66} \end{aligned} \right) (v_{r\theta} - 1)^2 a^2 b^2 \\ & + \left(\begin{aligned} & \left(D - \frac{3}{8}D' \right) v_{r\theta}^2 + \left(8D - \frac{3}{4}D' \right) v_{r\theta} - 2D_{12} - \frac{27}{8}D' + 7D + 2D_{66} \end{aligned} \right) (v_{r\theta} - 1)^2 a^4 \end{aligned} \right) (a^2 - b^2) \end{aligned} \right) \\
& \left. \right) \quad (I.19)
\end{aligned}$$

Annexe 3 : Séquence d'empilement des plaques utilisées

1) Plaques sans pli de verre d'épaisseur 19 mm (76 plis)°

N° du pli	Orientation	N° du pli	Orientation	N° du pli	Orientation	N° du pli	Orientation
1	45	20	0	39	0	58	45
2	0	21	0	40	135	59	0
3	0	22	45	41	0	60	0
4	135	23	90	42	45	61	135
5	0	24	90	43	0	62	0
6	0	25	135	44	135	63	0
7	135	26	0	45	90	64	45
8	90	27	0	46	45	65	0
9	45	28	135	47	0	66	0
10	0	29	0	48	0	67	0
11	0	30	0	49	135	68	45
12	0	31	45	50	0	69	90
13	45	32	90	51	0	70	135
14	0	33	135	52	135	71	0
15	0	34	0	53	90	72	0
16	135	35	45	54	90	73	135
17	0	36	0	55	45	74	0
18	0	37	135	56	0	75	0
19	45	38	0	57	0	76	45

2) Plaques sans pli de verre d'épaisseur 28.8 mm (116 plis)°

N° du pli	Orientation	N° du pli	Orientation	N° du pli	Orientation	N° du pli	Orientation
1	45	30	0	59	0	88	45
2	0	31	135	60	135	89	0
3	0	32	0	61	0	90	45
4	135	33	0	62	0	91	90
5	0	34	45	63	45	92	135
6	0	35	90	64	0	93	0
7	135	36	135	65	45	94	0
8	90	37	0	66	0	95	135
9	45	38	0	67	135	96	0
10	0	39	135	68	90	97	0
11	0	40	0	69	45	98	45
12	0	41	0	70	0	99	90
13	135	42	45	71	0	100	90
14	0	43	0	72	135	101	45
15	0	44	0	73	0	102	0
16	45	45	135	74	0	103	0
17	90	46	0	75	45	104	135
18	90	47	0	76	0	105	0
19	45	48	45	77	0	106	0
20	0	49	90	78	135	107	0
21	0	50	135	79	0	108	45
22	135	51	0	80	0	109	90
23	0	52	45	81	135	110	135
24	0	53	0	82	90	111	0
25	135	54	45	83	45	112	0
26	90	55	0	84	0	113	135
27	45	56	0	85	0	114	0
28	0	57	135	86	135	115	0
29	45	58	0	87	0	116	45

Pierre RAHME

Contribution to the Study of the Effect of the Drilling-Reaming Process on the Occurrence of the Delamination in Thick Composites Structures

Thesis Director

Pierre LAGARRIGUE

Toulouse, 10th December 2008

Abstract

The composite materials, including carbon fibers, are increasingly used in aeronautics. The assembly of the various structural parts and the covering requires the creation of the rivets and bolts housing. The drilling by removing material from those houses panels thick carbon / epoxy causing defects at the entry, on the wall of the hole and at the exit of the plate. These various defects diminish the quality of the hole and the failure strength of the material. The identification and the minimization of these defects are the subject of this study. A real-time observation of the initiation and the propagation of defects is firstly done by using fast-shoot and infrared cameras. Microscopic observations were also conducted on full field drillings. Among the observed defects, delamination at the hole exit, considered as the major defect, is directly related to the tool thrust force (F_z).

To minimize these defects, the study has focused on modeling of this thrust force and its link with the delamination of the machined laminate. Thus, in a first time, delamination critical thrust force when drilling orthotropic material is modeled analytically. Several hypothesis of loading and boundary conditions are developed in order to adjust the model to the desired tool geometry. This analytical model is validated by a numerical modeling (finite elements method) and an experimental study (punching tests). In a second step, a phenomenological model linking drilling thrust force to cut conditions is developed. This simple model offers the advantage of being used in drilling or reaming and to be adaptable to the chosen tool geometry. Finally, both parties are used to deduce the critical cutting conditions on delamination. This adaptive method to the tool geometry allows to determine, for a given material, the cutting conditions that minimize delamination during drilling and reaming operations. The leading study contributes to the optimization of the drilling-reaming process of the composite materials, both in terms of the cutting tools design that in terms of steering the process.

Keywords : Machining – Drilling – Reaming – Composite material – Cut conditions – Delamination – Gundrill.

Discipline

Mechanical Engineering

Université Paul Sabatier
Laboratoire de Génie Mécanique de Toulouse
118, Route de Narbonne
31062 Toulouse Cedex 4

Pierre RAHME

Contribution à l'Etude de l'Effet des Procédés de Perçage-Alésage sur l'Apparition du Délaminage dans les Structures Composites Epaisse

Directeur de thèse

Pierre LAGARRIGUE

Toulouse, le 10 décembre 2008

Résumé

Les matériaux composites, notamment à fibres de carbone, sont de plus en plus utilisés dans le domaine aéronautique. L'assemblage des différentes pièces de structure et d'habillage nécessite la réalisation de logements pour mettre en place rivets et boulons. Le perçage par enlèvement de matière de ces logements dans des panneaux épais en carbone/époxy provoque des défauts en entrée, sur la paroi du trou et en sortie de plaque. Ces défauts de différentes natures diminuent la qualité du trou percé ainsi que la résistance du matériau à la rupture. L'identification et la minimisation de ces défauts font l'objet de cette étude. Une observation en temps réel de l'initiation et de la propagation des défauts est ainsi effectuée en premier lieu à l'aide de caméras à prise de vue rapide et à thermographie infrarouge. Des observations microscopiques ont également été réalisées sur des perçages pleine matière. Parmi les défauts observés, le délaminage à la sortie du trou, considéré comme le défaut majeur, est directement lié à la force axiale (F_z) de l'outil.

Afin de minimiser ces défauts, l'étude a donc porté sur la modélisation de cet effort axial et sur son lien avec le délaminage du stratifié usiné. Ainsi, dans un premier temps, l'effort critique de délaminage en perçage d'un matériau orthotrope est modélisé analytiquement. Plusieurs hypothèses de chargement et de conditions aux limites sont développées afin de permettre une adaptation du modèle à la géométrie d'outil souhaitée. Ce modèle analytique est validé par une modélisation numérique (méthode des éléments finis) et par une campagne expérimentale (essais de poinçonnage). Dans un deuxième temps, un modèle d'effort phénoménologique reliant l'effort axial de perçage aux conditions de coupe est développé. Ce modèle d'effort simple à mettre en place offre l'avantage d'être utilisable en perçage ou en alésage et d'être adaptable à la géométrie d'outil choisie. Enfin, ces deux parties sont utilisées pour en déduire les conditions de coupe critiques de délaminage. Cette méthode adaptative à la géométrie d'outil permet donc de déterminer, pour un matériau donné, les conditions de coupe qui permettent de minimiser le délaminage lors des opérations de perçage et d'alésage. L'étude menée contribue ainsi à l'optimisation du process de perçage-alésage des matériaux composites, tant du point de vue de la conception des outils coupants que du point de vue du pilotage du process.

Mots clés : Usinage – Perçage – Alésage – Matériaux composites – Conditions de coupe – Délaminage – outil $\frac{3}{4}$.

Discipline

Génie Mécanique

Université Paul Sabatier
Laboratoire de Génie Mécanique de Toulouse
118, Route de Narbonne
31062 Toulouse Cedex 4

2008